

UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

**THÈSE PRÉSENTÉE À
L'UNIVERSITÉ DU QUÉBEC À CHICOUTIMI
COMME EXIGENCE PARTIELLE
DU DOCTORAT EN INGÉNIÉRIE**

Département des sciences appliquées
UQAC

par
Marouane Jabbari

**DÉVELOPPEMENT D'UN MODÈLE NUMÉRIQUE
GÉNÉRIQUE DE PRÉDICTION DE LA TENSION DE
CONTOURNEMENT DES ISOLATEURS RECOUVERTS DE
GLACE**

AOÛT-2018

© Marouane Jabbari, 2018

Remerciement

Je tiens à exprimer mes remerciements et ma reconnaissance à mon directeur, le Professeur Christophe Volat, directeur du laboratoire international des matériaux antigivre (LIMA), et à mon codirecteur le Professeur Issouf Fofana, directeur du centre international de recherche sur le givrage atmosphérique et l'ingénierie des réseaux électriques (CENGIVRE), pour avoir dirigé cette thèse et m'avoir apporté leur confiance ainsi que le soutien scientifique et financier m'ayant permis de compléter cette recherche doctorale.

Je tiens à remercier les membres du comité d'évaluation et le président du jury pour leur temps en ayant accepté de juger mon travail de recherche.

J'adresse également mes profonds remerciements à tous mes collègues chercheurs pour l'agréable ambiance et les fructueuses discussions partagées qui resteront inoubliables.

Ma famille et mes amis, qu'ils trouvent ici l'expression de ma sincère gratitude.

Résumé

Depuis les cinq dernières décennies, plusieurs modèles mathématiques statiques et dynamiques ont été développés afin d'être en mesure de prédire la tension de contournement des isolateurs recouverts de glace. Basés sur les travaux de Obenaus dédiés aux isolateurs pollués, ces modèles mathématiques ont été adaptés aux isolateurs recouverts de glace dont le contournement électrique est très similaire puisque résultant de la propagation d'un ou plusieurs arcs électriques à la surface du dépôt de glace rendu conducteur par la présence d'un film d'eau en période de fonte. Bien qu'ayant démontré des résultats de prédiction satisfaisants dans le cas de dépôt de glace sévères, l'applicabilité des modèles mathématiques de prédiction demeurent encore restreinte à des géométries de dépôts de glace simples. Cette limitation est inhérente au calcul de la résistance résiduelle du film d'eau qui est basée sur la formulation de Wilkins.

Afin de surmonter cette limitation, il a été décidé d'utiliser une approche numérique basée sur la méthode des éléments finis afin de permettre de calculer numériquement les paramètres principaux du modèle mono-arc d'Obenaus, à savoir le courant et la résistance de fuite ainsi que le champ électrique moyen dans le film d'eau. Ce modèle numérique a été développé dans le cadre d'un travail de maîtrise en utilisant le logiciel commercial COMSOL Multiphysics couplé à Matlab. Il a ainsi permis d'obtenir de meilleurs résultats que les modèles mathématiques mono-arc et a également été étendu afin de prendre en compte la présence de deux arcs électriques à la surface de la glace. Cependant, ce modèle numérique de prédiction n'était pas dynamique, ne permettant pas ainsi de simuler l'évolution du courant de fuite, ni la vitesse de propagation de l'arc électrique.

Ce travail de recherche s'inscrit donc dans l'optique d'améliorer le modèle numérique prédictif mono-arc initialement développé pour les isolateurs recouverts de glace afin de proposer un modèle numérique prédictif générique. Tel que proposé, ce modèle numérique générique est dynamique, multi-arcs donc applicable à des isolateurs recouverts de glace de grande taille qui présentent plusieurs arcs électriques à sa surface, tout en étant également applicable à des géométries complexes d'isolateurs et de dépôts de glace. À cet effet, cette recherche s'est en premier lieu consacrée à rendre le modèle numérique initial dynamique. Pour ce faire, l'implémentation de trois critères de vitesse ont été étudiés et comparés et le critère retenu a été le critère de Gallimberti qui a permis d'obtenir les meilleurs résultats de prédiction de la tension de contournement. Avec ce même critère de vitesse, cinq critères de propagation ont ainsi été comparés et les résultats obtenus ont montré que le critère de Hampton, bien que présentant des résultats un peu moins précis que les autres critères, demeurerait le critère le plus fiable et le plus simple à implémenter. Le modèle numérique mono-arc a également permis de mettre en évidence l'effet de la troncature de la géométrie du dépôt de glace, c'est-à-dire la non prise en compte de la partie court-circuitée par l'arc. Les résultats ont permis de démontrer que la troncature de la géométrie entraînait une diminution de la précision du modèle, diminution liée principalement à une mauvaise estimation de la résistance résiduelle puisque les lignes de courant circulant en amont du pied d'arc ne sont pas prises en compte. Enfin, le modèle dynamique mono-arc a été appliqué à une chaîne

d'isolateurs suspendus polluée de type capot-et-tige en implémentant dans l'algorithme de calcul un module permettant de développer la géométrie de l'isolateur en 2D suivant la méthode proposée par Rumeli. Les résultats obtenus, comparés aux résultats expérimentaux et fournis par les différents modèles mathématiques issus de la littérature, ont permis de démontrer la précision du modèle dynamique numérique mono-arc et ainsi permis de mettre en évidence la versatilité de ce dernier.

L'étape suivante a consisté à développer un modèle dynamique numérique bi-arcs en utilisant les résultats du modèle dynamique numérique mono-arc. Utilisant le critère de vitesse proposé par Gallimberti, l'étude de l'influence des critères de propagation a permis de démontrer que le critère de Hampton est le mieux adapté lorsque plus d'un arc sont présents à la surface de la glace. Les résultats obtenus ont permis de démontrer une très bonne concordance entre les résultats expérimentaux issus de la littérature et les résultats numériques avec une erreur relative moyenne égale à 4,3%. De plus, ces résultats ont permis de mettre en évidence la faculté du modèle numérique bi-arcs à simuler la propagation des deux arcs ainsi que leur vitesse respective qui est identique lorsque les deux arcs ont la même longueur initiale. Cependant, lorsque l'arc descendant est deux fois plus importante que l'arc ascendant, sa vitesse est également deux fois plus importante. De plus, les vitesses des arcs ascendant et descendant sont plus faibles lorsque la distance d'arc de l'isolateur augmente. Malgré les différentes observées dans les vitesses des arcs, les résultats ont également démontré que la longueur initiale des arcs n'a pas d'influence sur la tension de contournement, et ce, pour une même distance d'arc.

Enfin, la dernière étape de cette recherche consistait à développer un modèle dynamique numérique multi-arcs. Le modèle multi-arcs proposé reprend le modèle bi-arcs, alors considéré comme un module, au sein duquel est implémenté la formulation de Mayr pour le calcul de la résistance d'arc. L'introduction de la formule de Mayr a permis de simplifier le calcul des potentiels des deux pieds d'arc en contact avec le dépôt de glace. En effet, lorsque trois arcs sont présents, deux modules bi-arcs sont ainsi utilisés en série. L'utilisation de la formule de résistance de Mayr prend ici toute son importance car elle permet de contourner la difficulté de déterminer le potentiel flottant des deux pieds de l'arc central, lequel n'est relié à aucun potentiel connu. La comparaison des résultats numériques avec les résultats expérimentaux issus de la littérature ont permis de démontrer la validité du modèle dynamique numérique multi-arcs avec une erreur relative moyenne inférieure à 5% et cela, pour des distances d'arc allant jusqu'à 4,17m. De plus, les résultats ont permis de démontrer que le modèle numérique multi-arcs était en mesure de simuler la vitesse respective des trois arcs présents, ce qui n'a jamais été réalisé jusqu'à maintenant par aucun modèle mathématique dynamique. En outre, il a été démontré qu'en présence de trois arcs établis à la surface du dépôt de glace, l'arc en contact avec l'électrode H.T. (arc descendant) se propage en même temps que l'arc central (aux potentiels flottants); ce dernier étant ascendant et se propage vers l'arc descendant. Lorsque ces deux arcs se rejoignent pour ne former qu'un seul arc descendant, l'arc en contact avec la mise à la terre commence à se propager vers l'arc ascendant ainsi formé pour créer le contournement lors de leur rencontre. Ce comportement particulier de la propagation de trois arcs a été validé par des observations expérimentales issues de la littérature, validant également le caractère dynamique du modèle numérique multi-arcs proposés. Par contre les valeurs de vitesses déterminées numériquement n'ont pu être

validées par le manque de données expérimentales mais les valeurs obtenues demeurent dans l'ordre de grandeurs des valeurs de vitesses estimées expérimentalement et fournies dans la littérature.

Abstract

Over the last five decades, several static and dynamic mathematical models have been developed to predict the flashover voltage of ice-covered insulators. Based on Obenaus's work dedicated to polluted insulators, these mathematical models have been adapted to ice-covered insulators whose electrical flashover is very similar since resulting from the propagation of one or more electric arcs on the conductive water film of ice surface during the melting phase. Although having demonstrated satisfactory prediction results in the case of severe ice deposition, the applicability of the predictive mathematical models is still restricted to simple ice deposition geometries. This limitation is inherent in the calculation of the residual water film resistance which is based on the Wilkins formulation.

In order to overcome this limitation, it was decided to use a numerical approach based on the finite element method to allow numerical computation of the main parameters of the Obenaus single-arc model, like the current and leakage resistance as well as the average electric field in the water film. This numerical model was developed as part of a previous work using the commercial software COMSOL Multiphysics coupled with Matlab. Thus, it produced better results than single-arc mathematical models. Moreover, it has been extended to take into account the presence of two electric arcs on the ice surface. However, this predictive numerical model was not dynamic. Hence, it didn't allow to simulate the leakage current evolution, nor the electric arc propagation velocity.

The aim of this research work is to improve the single-arc predictive numerical model initially developed for ice-covered isolators in order to propose a generic one. The proposed model is dynamic and multi-arcs, therefore applicable to large ice-covered insulators that have multiple arcs on their surface with complex geometries. For this purpose, this research first focused on making dynamic the initial numerical model. To do this, the implementation of three arc velocity criteria were studied and compared and the criterion chosen was the Gallimberti criterion which allowed to obtain the best results of flashover voltage prediction. With this same arc velocity criterion, five arc propagation criteria were compared. The results obtained showed that the Hampton criterion, although presenting less precise results than the other criteria, it remained the most reliable criterion and the most easy to implement. The single arc numerical model has also made it possible to highlight the ice deposit geometry truncation effect, interpreted by the non-taking into account of the part short-circuited by the arc. The result demonstrate that the geometry truncation led to decrease the accuracy model, mainly due to a poor estimation of the residual resistance since the current lines flowing upstream of the arc root are not taken into account. Finally, the single-arc dynamic model was applied to a polluted suspended chain insulator of cap-and-pin type by implementing in the algorithm a module allowing to develop the geometry of the insulator in 2D according to the method proposed by Rumeli. The results obtained, compared to the experimental results and provided by the different mathematical models from the literature, made it possible to demonstrate the precision of the dynamic numerical single-arc model and thus made it possible to highlight its versatility.

Following stage consisted in developing a two-arc numerical dynamic model by using the results of the single-arc numerical dynamic model. Using the velocity criterion proposed by Gallimberti, the study of the propagation criteria influence showed that the Hampton criterion is the best adapting when more than one arc are present on the ice surface. Got results showed a very good concordance between literature experimental results and numerical one with a relative average error equal to 4,3 %. Besides, these results highlight the faculty of the two-arc numerical model to simulate the propagation of both arc as well as their respective velocity which is identical when both arc have the same initial length. However, when the descending arc is twice as large as the ascending arc, its velocity is also twice as high. In addition, the velocity of upward and downward arcs are lower as the arc distance of the insulator increases. In spite of the different observed in the velocities of the arcs, the results also showed that the initial length of the arcs does not have an influence on the flashover voltage, and for the same arc distance.

Finally, the last stage of this research consisted in developing a multi-arc numerical dynamic model. The proposed multi-arcs model takes the two-arc model as a bloc independent module, in which the Mayr formulation is implemented for the calculation of the arc resistance. The introduction of the expression of Mayr allowed to simplify the calculation of potentials of both arc root in contact with ice surface. Indeed, when three arc are present, two modules bi-arches are so used in series. The use of the Mayr arc resistance expression takes here all its importance because she allows to by-pass the difficulty related to the central arc roots floating potential, who is linked up with no known potential. The comparison of numerical and experimental results showed the numerical dynamic multi-arc model validity with a relative average error less than 5 % for arcing distance up to 4,17m. Besides, the multi-arc numerical model was able to simulating the respective three arc velocity, what was never accomplished up to now by any dynamic mathematical model. In other one, he was shown that in the presence of three arc established on the ice surface, the arc in contact with the high voltage electrode (downward arc) propagate at the same time as the central arc (in floating potentials); this last being ascending and propagate towards the downward arc. When these two arc meet to form only a single downward arc, the arc in contact with the ground begins propagating towards the ascending arc until complete flashover. This three arc particular propagation behaviour was validated by experimental observations coming from literature, also validating the dynamic character of the multi arc numerical dynamic model. On the other hand, the arc velocity values determined numerically could not be validated by the lack of experimental data, but the values obtained remain in the magnitude rang of experimentally results estimated and provided in the literature.

Table des matières

Table des matières.....	i
Liste des tableaux.....	iv
Liste des figures.....	vi
I. Introduction et problématique.....	1
I.1 Objectifs et méthodologie	6
I.1.1 Objectifs généraux et spécifiques	6
I.1.2 Méthodologie de recherche.....	7
I.1.3 Originalité et portée de cette recherche	10
II. Revue de la littérature	11
II.1 Contexte et situation	11
II.2 Processus de contournement des isolateurs recouverts de glace	12
II.3 Prédiction de la tension de contournement	16
II.3.1 Les critères de propagation	17
II.3.1.1 Critère de Hampton.....	18
II.3.1.2 Critère d'Hesketh.....	20
II.3.1.3 Critère de Billings et Wilkins	21
II.3.1.4 Critère de Ghosh	22
II.3.1.5 Critère de Dhahbi-Beroual.....	22
II.3.2 Modèles de Vitesse de propagation	22
II.3.2.1 Modèle de Gallimberti	25
II.3.2.2 Modèle de Beroual.....	26
II.3.2.3 Modèle de S.Anjana et C.S Lakshminarasimha.....	27
II.3.3 Modèles mathématiques statiques dédiés aux isolateurs glacés	28
II.3.3.1 Contribution d'Obenaus.....	28
II.3.3.2 Contribution de Wilkins.....	30
II.3.3.3 Contribution de Rizk.....	32
II.3.3.4 Modèles statiques mono-arc en CC et CA.....	33

II.3.3.5	Modèle statique multi-arc	35
II.3.4	Modèles mathématiques dynamiques dédiés aux isolateurs glacés	38
II.3.4.1	Modèles dynamiques mono-arc en CC	38
II.3.4.2	Modèle dynamique mono-arc en CA	41
II.3.4.3	Modèle dynamique multi-arc en CA	45
II.3.5	Modèles numériques de prédiction	48
II.3.5.1	Modèle numérique d'Aydogmus et Cebeci	48
II.3.5.2	Modèles numériques de Qing Yang et al	49
II.3.5.3	Modèle numérique de Volat	52
II.4	Conclusion de la revue de littérature	57
III.	Modèle mono-arc numérique dynamique	61
III.1	Paramètres d'évaluation de la décharge	61
III.1.1	Distribution du champ électrique	61
III.1.2	La charge électrique	62
III.1.3	La vitesse de propagation	63
III.1.4	Résistance d'arc : modèle de Mayr	63
III.1.5	Résistance résiduelle	64
III.2	Présentation de l'algorithme de calcul	64
III.3	Présentation des résultats	67
III.3.1	Cas d'un isolateur de poste	67
III.3.2	Cas d'un isolateur de type chaîne standard IEEE	72
III.3.3	Étude comparative des différentes conditions de propagation en CA	74
III.3.4	Étude de l'influence de la troncature de la géométrie en CA	76
III.3.5	Étude comparative des différents modèles de vitesse en CA	78
III.4	Versatilité du modèle numérique dynamique mono-arc	81
III.4.1	Application à des isolateurs standards de types capot-et-tige pollués	81
III.4.2	Présentation des résultats	83
III.5	Conclusion	86
IV.	Modèle bi-arcs numérique dynamique	88
IV.1	Présentation de l'algorithme de calcul	89

IV.1	Présentation des résultats	92
IV.1.1	Prédiction de la tension de contournement en CA.....	92
IV.1.2	Influence de la longueur initiale des arcs.....	93
IV.1.3	Influence des critères de propagation	97
IV.1.4	Influence de l'épaisseur de glace.....	98
IV.1.5	Influence de la conductivité du film d'eau	100
IV.2	Conclusion	100
V.	Modèle numérique dynamique multi-arcs	102
V.1	Présentation de l'algorithme de calcul.....	103
V.2	Présentation des résultats	106
V.2.1	Prédiction de la tension de contournement en CA.....	107
V.2.2	Influence de la distance d'arc	109
V.2.3	Influence de la conductivité du film d'eau	111
V.2.4	Étude des vitesses de propagation.....	112
V.3	Conclusion	115
	Conclusion générale et recommandations	117
	ANNEXE.....	124
	Bibliographie	i

Liste des tableaux

Tableau 1: Relation entre température de l'air, vitesse du vent et type de glace	15
Tableau 2: Résumé des critères de propagations	17
Tableau 3: Résumé des différents critères de vitesse de propagation.....	24
Tableau 4: Paramètres utilisés dans les modèles de contournement	65
Tableau 5: Comparaison de la tension de contournement en CA obtenue numériquement et expérimentalement.....	68
Tableau 7: Comparaison entre la tension de contournement obtenue numériquement et les résultats expérimentaux en fonction du niveau de contamination	72
Tableau 8: Comparaison de la tension de contournement en CA en fonction des différents critères de propagation.....	75
Tableau 9: Comparaison de la tension de contournement en CA du modèle tronqué et non tronqué en fonction de divers critères de propagation	77
Tableau 10: Comparaison des résultats en fonction de divers critères de Vitesse	79
Tableau 11: Paramètres de simulation dans un environnement pollué.....	82
Tableau 12: Validation des résultats de la tension critique de contournement du modèle bi-arcs en CA obtenus pour accumulation d'épaisseur de 2cm réalisée avec une conductivité d'eau d'accumulation de 80 uS/cm.....	92
Tableau 13: Validation des résultats de la prédiction de la tension de contournement en fonction des différentes longueurs initiales d'arc du modèle bi-arcs en CA.....	93
Tableau 14: Comparaison des résultats en fonction de divers critères de propagation	97
Tableau 15: Validation des résultats de la tension critique de contournement du modèle bi-arcs en CA en fonction de l'épaisseur de glace	99
Tableau 16 : Comparaison entre la tension de contournement prédite et les résultats expérimentaux en fonction de la conductivité de l'eau d'accumulation et la distance d'arc .	100
Tableau 17: Résultats comparatifs de la tension critique de contournement pour trois intervalles d'air pour différentes conductivité d'eau d'accumulation	108
Tableau 18: Comparaison entre la tension prédite et les résultats expérimentaux en fonction de la distance d'arc pour trois intervalles d'air	109

Tableau 19: Comparaison entre la tension de contournement prédite et les résultats expérimentaux en fonction du niveau de contamination et de la hauteur de l'isolateur	111
Tableau 20: Comparaison de la tension de contournement en CA obtenue avec le modèle numérique et analytique de vitesse	126

Liste des figures

Figure 1: Différentes étapes du processus du contournement électrique des isolateurs recouverts de glace.....	15
Figure 2: Évolution du champ électrique dans l'arc en fonction du courant sous une atmosphère sèche et humide	18
Figure 3: Montage expérimental ayant permis de valider le critère de contournement.....	19
Figure 4: Comparaison entre les valeurs calculées et expérimentales de la charge q par unité de longueur pour différents temps de montée d'ondes en fonction de l'humidité du milieu	26
Figure 5: Modèle mono-arc d'Obenaus.....	28
Figure 6: Modèle de Wilkins pour le calcul de la résistance résiduelle.....	30
Figure 7: Modèle mono-arc de contournement d'un isolateur recouvert de glace	33
Figure 8: Illustration de plusieurs arcs se propageant le long d'un isolateur de poste	36
Figure 9: Décomposition d'un problème bi-arcs en deux modèles mono-arc pour prendre en compte la présence de plusieurs arcs électriques à la surface d'un dépôt de glace	37
Figure 10: Isolateurs THT recouverts de glace.....	37
Figure 11: Principe de modélisation de la propagation de l'arc électrique à la surface d'un isolateur recouvert de glace en CC	39
Figure 12: Tension de contournement en CC calculée et expérimentale.....	41
Figure 13: Principe de modélisation de la propagation de l'arc sur une surface couverte de glace en CA	42
Figure 14: Principe de calcul de la capacité résiduelle	43
Figure 15: Comparaison de la tension de contournement expérimentale avec celle du modèle en CA pour différentes distances d'arc	43
Figure 16: (a) Isolateur standard de 5 unités (b) Isolateur cylindrique simplifié.....	44
Figure 17: Enregistrements de la propagation d'arcs partiels d'un isolateur recouvert de glace en extra haute tension (EHV) à deux configuration d'intervalles d'air	46
Figure 18: Isolateur étudié et surface dépliée correspondante	48
Figure 19: Caractéristique tension-courant du circuit équivalent d'un arc partiel de longueur fixe brûlant en série avec une résistance en CC.....	51

Figure 20: Modèle d'un isolateur IEEE standard recouvert d'un dépôt uniforme de glace (a) sans arc (b) en présence d'un arc. Isolateur composite de 10 kV recouvert d'un dépôt de glace non uniforme (c) et son modèle (d)	52
Figure 21: Modélisation en 2D du film d'eau en présence d'un arc électrique	54
Figure 22: Modélisation en 2D du film d'eau recouvrant un isolateur de poste THT en présence de deux arcs électriques	56
Figure 23: Algorithme de calcul conçu pour le model numérique dynamique mono-Arc en CA et en CC.....	66
Figure 24: Comparaison entre différents modèles de prédiction : isolateur cylindrique de 40cm.....	69
Figure 25: Évolution de la vitesse de l'arc obtenue pour un cylindre de glace de 80cm.....	70
Figure 26: Évolution du courant de fuite obtenue pour un cylindre de glace de 80cm	70
Figure 27: Comparaison entre le modèle mono-arc dynamique numérique et les résultats expérimentaux en fonction de niveau de contamination.....	73
Figure 28: Comparaison des différents critères de propagation en fonction de la distance d'arc et du niveau de contamination	75
Figure 29: Illustration de la géométrie d'un dépôt de glace non tronquée (a) et tronquée (b)	77
Figure 30: Comparaison des résultats de simulation pour une géométrie tronquée et non tronquée.....	78
Figure 31: Illustration des résultats de prédiction de la tension de contournement en fonction des différents critères de vitesse et de différentes distances d'arc	80
Figure 32: géométrie des isolateurs de type capot-et-tige.....	82
Figure 33: Distribution de surfaces équipotentiellles obtenues pour les géométries développées des isolateurs de type capot-et-tige 7k3 et BSFT9336	83
Figure 34: Comparaison de la tension de contournement pour une chaine de neuf isolateurs de type 7K3	84
Figure 35: Comparaison de la tension de contournement pour une chaine de neuf isolateurs de type BSFT9336.....	85
Figure 36: Algorithme de calcul utilisé pour le model numérique dynamique bi-Arc en CA.	91
Figure 37: Comparaison des résultats expérimentaux et numériques de la tension de contournement pour une configuration bi-arcs	93

Figure 38: Vitesses de propagation des arcs en fonction de leur longueur initiale.....	95
Figure 39: Évolution du courant en fonction du temps au cours du contournement	96
Figure 40: Résultats de simulation en fonction des différents critères de propagation du modèle numérique dynamique bi-arcs	97
Figure 41: Illustration graphique des résultats en fonction de l'épaisseur de la glace	99
Figure 42: Représentation hybride du modèle dynamique numérique multi-arcs	102
Figure 43: Modèle à trois arcs. (a) modèle à quatre pied d'arc en contact avec la glace et (b) modèle équivalent bi-arcs en série.....	103
Figure 44: Algorithme de calcul utilisé pour le model numérique dynamique multi-arcs en CA et en CC.....	105
Figure 45: Illustration des deux configurations d'isolateur recouvert de glace utilisée pour la validation numérique multi-arcs en EHT.....	107
Figure 46: Comparaison des résultats expérimentaux et numériques pour une distance d'arc de 2,78m et trois intervalles d'air	108
Figure 47: Comparaison des résultats expérimentaux et numériques pour trois intervalles d'air en fonction de la distance d'arc	110
Figure 48: Scénario de propagation à trois arcs.....	112
Figure 49: Scénario de propagation en CA d'une colonne isolante de 3,51m	113
Figure 50: Évolution du courant au cours du processus de contournement pour une distance d'arc de 3,51m avec une conductivité de l'eau d'accumulation de 80 $\mu\text{S}/\text{cm}$	114
Figure 51: Évolution de la vitesse de l'arc obtenue pour un cylindre de glace de 80cm.....	128

Liste des abréviations et symboles

ε	Permittivité électrique absolue (F/m)
V	Potentiel électrique (V)
Δ	Laplacien
ε_0	Permittivité électrique du vide (F/m)
ρ_V	Densité volumique de charge (C/m ³)
γ_e	Conductivité surfacique de la couche de glace (μS)
σ	Conductivité d'eau d'accumulation (μS/cm)
β	La fraction d'énergie nécessaire à la propagation de l'arc
ρ	Masse volumique du gaz
μ	Mobilité des électrons dans l'arc (cm ² /Vs)
A	Constante caractéristique de l'arc électrique
CIGELE	Chaire industrielle CRSNG / Hydro-Québec / UQAC sur le givrage atmosphérique des équipements des réseaux électriques
E_c	Champ électrique dans la colonne d'eau conductrice (V/cm)
E_{arc}	Champ électrique dans l'arc (V/cm)
E_{avg}	Champ moyen dans la couche conductrice (V/cm)
EF	Éléments finis
EHT	Extra haute tension
HT	Haute tension
I	Courant de fuite (A)
I_m	Courant de fuite maximal (A)

L	Distance d'arc totale (cm)
L_{arc}	Inductance de l'arc électrique (H)
MEF	Méthode des éléments finis
MT	Mise à la terre
n	Constante caractéristique de l'arc électrique
P	Puissance fournie par la source (W)
q	Charge électrique par unité de longueur (C/m)
r	Rayon du pied d'arc (cm)
$R(x)$	Résistance résiduelle de la couche de glace (Ω)
R_{arc}	Résistance d'arc (Ω)
$R_p(x)$	Résistance résiduelle de la couche de pollution (Ω)
THT	Très haute tension
UHT	Ultra haute tension
V_{source}	Tension appliquée à l'isolateur (V)
V_{app}	Potentiel appliqué au pied d'arc (V)
V_c	Tension critique de contournement (V)
V_e	Chute de tension aux électrode (V)
V_m	Tension maximale appliquée à l'isolateur (V)
W_{cin}	Énergie cinétique de l'arc (J)
W_t	Énergie totale fournie par la source (J)
x	Longueur de l'arc (cm)
x_0	Longueur initiale de l'arc ou longueur initiale de l'intervalle d'air (cm)

2D	Deux dimensions
----	-----------------

3D	Trois dimensions
----	------------------

CHAPITRE 1

Introduction, problématique et méthodologie

I. Introduction et problématique

Les équipements haute tension d'isolation tels que les isolateurs présents dans les réseaux aériens de transport de l'énergie électrique sont supposés opérer de façon fiable quelles que soient les conditions environnementales. Leur rôle est d'assurer l'isolement électrique entre les parties portées à la haute tension entre elles ou avec les parties mises à la terre. Une quantité importante d'isolateurs est utilisée sur les réseaux de transport de l'énergie électrique et en pratique, ces équipements sont employés dans différents environnements tels que tropical, arctique, côtier, atmosphère polluée, etc.

Parmi les conditions météorologiques auxquelles sont soumises ces équipements d'isolation, ce sont les accumulations de glace, parfois combinées à la pollution hivernale, qui sont les plus dangereuses. En effet, dans plusieurs régions froides, comme c'est le cas pour plusieurs provinces canadiennes, les accumulations de glace entraînent non seulement des dommages mécaniques sur les pylônes et les conducteurs, mais affectent aussi considérablement les performances diélectriques des équipements d'isolation. Une fois leur rigidité diélectrique affaiblie par ces accumulations, ces équipements d'isolation subissent des contournements électriques pouvant entraîner des interruptions partielles, voire totales, de la distribution électrique. Au cours des années passées, certains de ces incidents ont eu des répercussions particulièrement graves sur les réseaux d'Hydro Québec et d'Hydro One [1].

Parmi le lot de problèmes qu'ont causés les fortes accumulations de verglas au cours de la tempête de janvier 1998, on compte quelques contournements sur des équipements de postes à 735 kV. Cela est sans compter les coupures en périodes hivernales non identifiées après coup s'étant produites dans des postes de distribution très éloignés des zones habitées. En dehors du Canada, plusieurs chercheurs rapportent des témoignages d'incidents provoqués par l'accumulation de glace sur les isolateurs, et ce, dans plusieurs pays [2].

Un contournement électrique se traduit par un court-circuit entre la partie portée à la haute tension et la mise à la terre créé par un arc électrique s'établissant généralement à la surface de la couche de glace recouvrant l'équipement d'isolation. Les différentes observations faites en laboratoire montrent que l'apparition d'arcs électriques partiels le long des intervalles d'air, c'est-à-dire les parties non recouvertes de glace, peuvent devenir les initiateurs de contournements électriques des isolateurs glacés [3]. Ces arcs électriques sont principalement causés par la modification de la distribution du champ électrique le long de l'équipement d'isolation recouvert d'un dépôt de glace. Plus précisément, l'accroissement de la chute de tension le long des intervalles d'air, qui se traduit par une augmentation localisée de l'intensité du champ électrique, est à l'origine de ces arcs électriques. Cet accroissement de la chute de tension est amplifié par la présence d'un film d'eau conducteur à la surface de la glace, surtout pendant la période de fonte de celle-ci, ainsi que par la présence d'une couche de pollution. Si l'intensité d'un champ électrique est suffisante, les arcs électriques se propagent le long de la surface de glace, formant un arc blanc. Quand ce dernier atteint une certaine longueur, l'équipement d'isolation subit soudainement le contournement électrique.

Le processus de contournement électrique des équipements d'isolation recouvert de glace est un phénomène dynamique fort complexe qui dépend entièrement de paramètres

évolutifs reliés étroitement à la distribution du champ électrique le long des surfaces de glace. Depuis environ une trentaine d'années, plusieurs recherches et études ont été menées dans différents laboratoires sur la problématique du contournement des isolateurs recouverts de glace [4]. Ainsi, ces investigations expérimentales ont permis de mettre en évidence l'influence de plusieurs paramètres de la glace et des équipements d'isolation sur la tension critique de contournement. Une revue de la plupart des recherches portant sur le contournement des isolateurs recouverts de glace ou de neige a été rapportée dans la littérature par le Groupe d'action IEEE sur la performance électrique des isolateurs des lignes dans des conditions de givrage atmosphérique [5].

En parallèle aux études expérimentales, des recherches plus théoriques ont été initiées afin d'étudier les mécanismes physiques fondamentaux conduisant au contournement des équipements d'isolation recouverts de glace. Plusieurs de ces aspects fondamentaux ont été abordés à la CIGELE (Chaire industrielle sur le givrage atmosphérique des équipements des réseaux électriques) comme l'apparition et le développement de décharges couronnes à la surface de glace et dans les intervalles d'air où encore à la modélisation dynamique de l'arc électrique à la surface de glace. Jusqu'à présent, les résultats obtenus ont permis d'élaborer plusieurs modèles mathématiques mono-arc permettant de reproduire le courant de fuite, la vitesse de propagation de l'arc partiel à la surface de la glace et de prédire la tension critique de contournement d'un isolateur recouvert de glace. Les modèles proposés sont directement dérivés des modèles mathématiques initialement développés pour les isolateurs pollués qui sont basés sur le même concept, soit le concept proposé par Obenaus [6], qui par la suite, a été amélioré par Rizk [7]. Tous ces modèles mathématiques utilisent une approche basée sur le concept de « circuit électrique équivalent » où la variation temporelle de plusieurs paramètres

comme la résistance résiduelle de la couche de glace en série avec l'arc électrique, l'inductance et la capacité de ce dernier ainsi que les critères empiriques de propagation sont considérés. Parmi ces paramètres, c'est la résistance résiduelle de la couche de glace qui est la principale limitation de l'applicabilité des modèles mathématiques à des géométries complexes [8]. En fait, les différentes formulations analytiques proposées au cours des dernières décennies, issues des travaux réalisés sur la pollution, ne sont applicables que suivant deux cas de figures : une géométrie simple avec prise en compte du pied d'arc [9] et pour un isolateur réel sans prise en compte de l'arc [10]. Dans le cas des isolateurs recouverts de glace, l'utilisation de la formulation de Wilkins rend les modèles mathématiques dynamiques applicables à seulement des isolateurs idéaux cylindriques [11][12][13][14][15][16][17][18][19].

Pour étendre les modèles mathématiques actuels à des géométries complexes d'isolateurs recouverts de glace présentant plusieurs arcs électriques partiels en série ou encore une non-uniformité du dépôt de glace et de son film d'eau, cela requière le développement de nouveaux outils de modélisation afin de pouvoir à la fois calculer la résistance résiduelle de la couche de glace ainsi que de l'implémenter dans un algorithme de calcul prédictif. Dans cette optique et en marge des modèles mathématiques actuels, de nouveaux modèles de prédiction ont vu le jour. Ces modèles peuvent être qualifiés de numériques, puisqu'étant basés (comme pour les modèles mathématiques) sur le concept d'Obenaus/Rizk. Ces modèles utilisent une approche par éléments finis pour déterminer les différents paramètres nécessaires au développement du modèle [20]. Le principal avantage à utiliser la méthode des éléments finis par rapport aux formulations analytiques réside dans l'indépendance de la méthode en regard de la géométrie, de la présence d'un ou plusieurs arcs électriques ou encore d'une surface

conductrice non- uniforme. Cependant, les modèles numériques actuels ne sont pas dynamiques et ne prennent actuellement en compte qu'un seul arc électrique à la surface de la glace.

Dans le but de fournir des outils fiables afin de pouvoir adapter et déterminer le meilleur dimensionnement des isolateurs de poste ou de ligne pour des conditions de givrage atmosphérique particulières, l'amélioration des modèles prédictifs actuels s'avèrent nécessaires. Cela est d'autant plus important que nous assistons actuellement à une augmentation croissante des niveaux de tension utilisés sur les 5 nouveaux réseaux électriques à Ultra haute tension, 1000kV et plus, pour les très longues distances afin de répondre à une demande de plus en plus croissante en énergie électrique. Cela entraîne inévitablement une augmentation de la longueur des isolateurs utilisés sur ces réseaux à très haute tension, ce qui doit obligatoirement être pris en compte dans les modèles prédictifs actuels. Dans cette optique, le développement de nouveaux modèles prédictifs permettant un dimensionnement adéquat de ces nouveaux isolateurs prend toute son importance puisqu'ils permettront de remplacer les tests expérimentaux réalisés en laboratoire fastidieux et coûteux par l'utilisation d'équipements et d'infrastructures de test importante pour de tels niveaux de tensions. Ces modèles prédictifs doivent donc s'appliquer à des isolateurs de formes complexes ayant des distances de fuite importante, ce qu'actuellement aucun des modèles développés ne peuvent réaliser, tel que démontré dans la revue de littérature présentée à la section suivante.

I.1 Objectifs et méthodologie

I.1.1 Objectifs généraux et spécifiques

Cette recherche vise à combler les lacunes inhérentes aux différents modèles prédictifs utilisés actuellement en vue de déterminer la tension critique de contournement des isolateurs recouverts de glace. À cet effet, l'objectif général de cette recherche est donc de développer un modèle numérique générique prédictif en CA et CC applicables à des isolateurs réels de grande taille recouverts de glace en vue de prédire leur tension de contournement. Le Concept ainsi proposé est basé sur le modèle numérique mono-arc et statique existant [20] qui utilise la méthode des éléments finis par l'intermédiaire du logiciel commercial COMSOL Multiphysics® couplé avec le logiciel Matlab®.

Le développement de ce modèle générique nécessite l'atteinte de plusieurs objectifs spécifiques qui peuvent se décrire comme suit :

- Développer et valider un modèle prédictif numérique mono-arc qui soit également dynamique par l'implémentation d'un critère de vitesse de propagation de l'arc électrique à la surface de la glace le mieux adéquat.
- Étendre, dans un premier temps, le modèle dynamique mono-arc AC et CC à un modèle numérique dynamique bi-arcs et en valider les résultats obtenus.
- Développer un modèle numérique dynamique multi-arcs prenant en compte la présence de plusieurs arcs électriques partiels à la surface de la glace.
- Vérifier la versatilité du modèle numérique générique en l'appliquant à des isolateurs pollués.

I.1.2 Méthodologie de recherche

Pour atteindre les différents objectifs fixés, la méthodologie suivante est préconisée :

- **Étape 1 : Revue de littérature et analyse du problème**

Effectuer une revue de littérature relative aux modèles prédictifs actuels développés dans le cadre des isolateurs pollués et recouverts de glace avec identification des principaux modèles de propagation et de contournement utilisés par ces derniers.

- **Étape 2 : Élaboration d'un modèle numérique dynamique mono-arc en CA et CC**

Cette étape consiste à implémenter un critère de vitesse de propagation de l'arc électrique dans le modèle numérique statique CA et CC mono-arc développé lors d'une étude précédente [21]. Pour ce faire, il a été décidé dans un premier temps d'implémenter le critère de Gallimberti [22] dans le modèle numérique statique mono-arc dans le but de rendre ce dernier dynamique et en vérifier ainsi la précision obtenue.

- **Étape 3 : Comparaison numérique des différents critères de propagation et de vitesse de l'arc électrique**

Cette étape consiste à implémenter, dans le modèle numérique de l'étape 2, plusieurs critères reliés aux conditions de propagation et de vitesse de l'arc électrique se déplaçant à la surface de la glace. Il s'agit ici de vérifier, dans un premier temps, l'indépendance du modèle par rapport aux différents critères sélectionnés à partir de ceux proposés dans la littérature et de vérifier la reproductibilité des étapes et des scénarios de propagation de l'arc. Dans un

second temps, la comparaison des différents critères permettra de sélectionner les critères de propagation et de vitesse les mieux adaptés au modèle numérique dynamique. Il est important de noter que, malgré la validité des différents modèles mathématiques dynamiques et statiques proposés jusqu'à ce jour, ces derniers ont toujours été développés autour d'un seul critère de propagation et de vitesse. Cela met en évidence la spécificité de chaque modèle ainsi proposé.

▪ **Étape 4 : Comparaison du type d'implémentation : tension ou courant**

Cette étape consiste simplement à étudier et comparer l'influence d'une incrémentation en tension, actuellement utilisée dans le modèle numérique statique mono-arc, avec celle d'une incrémentation en courant, l'autre alternative pouvant être employée pour développer un modèle numérique prédictif. La comparaison se fera pour le modèle numérique dynamique mono-arc au niveau de la précision obtenue sur la tension critique de contournement relatif à différents modèles d'isolateurs glacés utilisés aux étapes précédentes.

▪ **Étape 5 : Étude de l'influence des différents paramètres inhérents au modèle numérique**

Il s'agit ici d'étudier l'influence de l'utilisation de la méthode des éléments finis sur certains paramètres utilisés dans le modèle numérique, à savoir le calcul de la résistance résiduelle, la chute de tension dans l'arc ou encore l'effet de la troncature de la géométrie de la couche de glace en fonction de la position du pied d'arc à sa surface.

▪ **Étape 6 : Élaboration d'un modèle numérique dynamique bi-arcs en CA et CC**

Il s'agit ici de modifier le modèle numérique dynamique mono-arc développé aux étapes précédentes afin qu'il puisse prendre en compte la présence de deux arcs électriques partiels à la surface de la couche de glace. Pour ce faire, l'hypothèse de départ est que chaque arc est respectivement en contact avec une électrode (H.T. et mise à la terre). Ce nouveau modèle numérique dynamique bi-arcs sera ensuite validé en comparant les résultats obtenus avec ceux issus de la littérature, en termes de vitesse de propagation et tension critique de contournement. Dépendamment des résultats comparatifs obtenus, des modifications quant au critère de vitesse de propagation devront être proposées.

▪ **Étape 7 : Développement du modèle numérique dynamique multi-arcs**

Cette étape porte sur le développement d'un modèle numérique dynamique permettant de prendre en compte la présence de plusieurs arcs électriques partiels à la surface du dépôt de glace afin d'étendre le modèle numérique à des isolateurs présentant des distances d'arc supérieures à 2 mètres. La propagation de l'arc présente un nouveau défi au niveau de la modélisation, défi résidant dans le fait qu'il faut également prendre en compte la présence d'un ou plusieurs arcs dont les deux pieds sont en contact avec la surface de glace. Cela nécessite une modification importante du modèle bi-arcs de l'étape 6 afin de répondre à la question suivante : comment peut-on évaluer la chute de tension de l'arc ayant les deux pieds en contact avec la glace tout en conservant un protocole incrémentation en tension ? À cet

effet, les résultats issus des étapes 2 et 3 pourront être utilisés. Le modèle sera finalement validé en utilisant les résultats issus de la littérature.

▪ **Étape 8 : Vérification de la versatilité du modèle numérique dynamique**

Cette dernière étape a pour objectif de vérifier la versatilité du modèle numérique dynamique développé au cours des étapes précédentes. Pour ce faire, le modèle sera appliqué et comparé aux différents modèles prédictifs dédiés aux isolateurs pollués et disponibles en grand nombre dans la littérature. La comparaison des résultats obtenus permettra de vérifier l'extensionnalité du modèle numérique dynamique aux isolateurs pollués et ainsi valider sa versatilité.

I.1.3 Originalité et portée de cette recherche

L'originalité de la recherche proposée tient dans le fait qu'il n'existe actuellement, aux meilleures de nos connaissances, aucun modèle numérique dynamique qui traite le cas des isolateurs couverts de glace de façon générique, c'est-à-dire applicable à n'importe quelles distances d'arc et géométries de dépôt de glace. Qui plus est, il n'existe actuellement aucun modèle prédictif qui soit versatile, c'est-à-dire applicable aussi bien à la pollution atmosphérique qu'à la glace. Le développement d'un tel modèle sera d'une très grande utilité pour les compagnies manufacturières d'isolateurs et autres compagnies productrices et distributrices de l'énergie électrique puisque cela leur permettra de disposer d'un outil fiable pour concevoir et surtout, dimensionner adéquatement les équipements d'isolation sous diverses conditions atmosphériques sans avoir à utiliser des méthodes expérimentales laborieuses et dispendieuses.

CHAPITRE 2

REVUE DE LA LITTÉRATURE

II. Revue de la littérature

II.1 Contexte et situation

Le processus de contournement des isolateurs recouverts de glace a fait l'objet d'un nombre important d'études qui ont permis de mettre en évidence les différents paramètres influençant le processus d'initiation des arcs électrique partiels le long d'intervalles d'air. Le processus de contournement est tributaire de la distribution du potentiel le long de la couche de glace et de la propagation des arcs électriques partiels à la surface de la glace. Ces études ont aussi permis de caractériser et identifier les paramètres des arcs électriques partiels, tels que les constantes d'arc ainsi que les vitesses et critères de propagation dans le but de pouvoir développer des modèles mathématiques et numériques permettant de prédire la tension de contournement des isolateurs glacés, modèles qui ont été élaborés à partir des modèles existants dédiés aux isolateurs pollués.

Il serait donc fastidieux d'effectuer une revue de toutes les études effectuées sur les isolateurs pollués et recouverts de glace. Cependant, afin de bien comprendre les différentes étapes conduisant à l'élaboration d'un modèle générique de prédiction de la tension de contournement des isolateurs recouverts de glace, il est important de prodiguer une revue détaillée des principaux modèles mathématiques de prédiction développés au cours des

dernières décennies afin d'en extraire les forces et les faiblesses. Cette revue est accompagnée d'un rappel sur le processus de pré-contournement relatif à l'apparition des arcs électriques partiels et du processus de contournement résultant de la propagation de ces arcs partiels à la surface du dépôt de glace.

II.2 Processus de contournement des isolateurs recouverts de glace

D'une façon générale, le processus de contournement des isolateurs recouverts de glace obéit à la même loi de celle des isolateurs pollués, à savoir l'apparition d'arcs électriques partiels le long des bandes sèches ou intervalles d'air et leur propagation à la surface de la couche polluée ou glacée jusqu'au contournement, dépendamment des conditions présentes. Dans tous les cas, une condition nécessaire doit être présente, soit la présence d'une couche conductrice à la surface de l'isolateur.

Ainsi, le processus de contournement pour les isolateurs recouverts de glace est principalement tributaire de la présence du film d'eau à la surface du dépôt de glace puisque ce dernier influence la distribution de potentiel le long du dépôt de glace ainsi que la conductivité surfacique de ce dernier, paramètre important dans le processus.

La détermination du potentiel et du champ électrique le long des isolateurs recouverts de glace en période de fonte est donc d'une importance capitale dans la compréhension des phénomènes de pré-contournement relatifs à l'apparition des arcs électriques partiels. En effet, les arcs électriques partiels sont initiés le long des intervalles d'air pour ensuite se propager à la surface de glace jusqu'à provoquer le contournement de l'isolateur.

De nombreuses études ont été réalisées sur le sujet et ont permis de mettre en évidence l'influence du film d'eau conducteur, la position et le nombre d'intervalles d'air sur la répartition du potentiel le long des isolateurs glacés [23]. C'est en fait la non-uniformité du potentiel le long de l'isolateur, inhérente à l'apparition du film d'eau en période de fonte, qui provoque l'apparition des arcs électriques partiels dans les intervalles d'air, résultant d'une augmentation importante de la chute de tension le long de ces derniers. En particulier, il a été démontré que l'initiation du premier arc partiel s'effectue le long de l'intervalle d'air le plus proche de l'électrode H.T. où la chute de tension est la plus importante, et cela, quel que soit le nombre et la position des autres intervalles d'air présents le long du dépôt de glace. Cela démontre l'importance de connaître la distribution du potentiel le long des isolateurs afin de pouvoir évaluer la tension appliquée à l'isolateur conduisant à l'initiation de ces arcs électriques partiels.

Cependant, il est à noter que la connaissance seule de la distribution du potentiel et de surcroît, les chutes de tension le long des intervalles d'air, ne permet pas de prédire l'apparition des arcs électriques partiels. Encore faut-il pouvoir déterminer pour quel niveau de chute de tension le claquage de l'intervalle d'air se produit. À cet effet, une étude a été réalisée afin de déterminer le niveau de tension permettant de claquer un intervalle d'air présent au voisinage de l'électrode H.T pour différentes longueurs d'intervalle d'air et différentes distances d'arc [24]. Cette étude a permis de démontrer que la tension de claquage V_b , en période de fonte, est indépendante de la distance d'arc de l'isolateur et qu'elle est directement proportionnelle à la longueur x de l'intervalle d'air suivant l'équation suivante :

$$V_b(kV) = 4,22 x(cm) + 22,9 \quad (1)$$

Cette équation est importante puisqu'elle permet donc de prédire la tension appliquée à l'isolateur qui conduit à l'apparition de l'arc électrique partiel le long de l'intervalle d'air. La détermination de la chute de tension ne peut cependant se faire que par l'utilisation de méthodes numériques permettant de calculer la distribution du potentiel le long de l'isolateur glacé en période de fonte, tel qu'il a été démontré dans les travaux antérieurs [24].

Lorsque le claquage des différents intervalles d'air est obtenu, des arcs électriques partiels, de couleur violet, apparaissent le long de ces derniers (**Figure 1-a**) et contribuent à accroître la fonte de la surface de la glace. Ce qui se traduit par l'augmentation de l'épaisseur du film d'eau initié par le processus de fonte.

Dans ce cas, l'épaisseur du film d'eau augmente jusqu'à ce que la conductivité surfacique atteigne un niveau critique. Cela se traduit par une augmentation du courant de fuite circulant à la surface de l'isolateur glacé qui peut mener, lorsqu'une valeur critique est atteinte, à l'apparition des arcs électriques blancs (**Figure 1-b**). Si toutes les conditions requises sont présentes, le ou les arcs électriques blancs se propagent à la surface de la glace (**Figure 1-c**) et finissent par se rejoindre pour former un arc de contournement électrique, se traduisant par un court-circuit complet entre l'électrode H.T. et la mise à la terre.

À noter que la glace ainsi formée est liée aux conditions atmosphériques présentes lors de la formation du dépôt [25][26][27][28][29][30][31]. Il s'agit notamment de la température, la grosseur des gouttelettes, la vitesse du vent, etc. Le **Tableau 1** présente les conditions atmosphériques associées à la formation des différents types de glace que l'on retrouve dans des conditions naturelles [23].

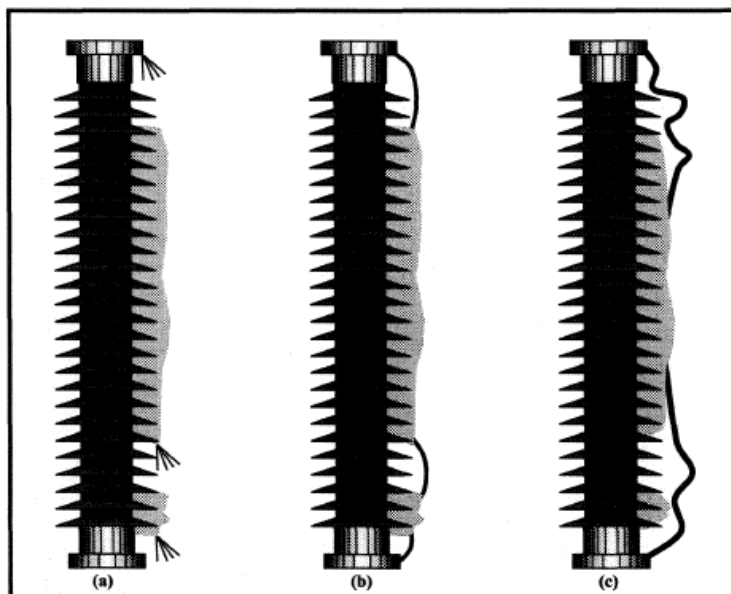


Figure 1: Différentes étapes du processus du contournement électrique des isolateurs recouverts de glace (a) : apparition des arcs violets, (b) apparition des arcs blancs et (c) propagation des arcs blancs à la surface de la glace

Tableau 1 : Relation entre température de l'air, vitesse du vent et type de glace.

Type de glace	Densité (g.cm ⁻³)	Adhérence	Aspect	Température de l'air (°C)	Vitesse du vent (m.s ⁻¹)
Verglas	0.8 à 0.9	forte	transparent	-4 à 0	0 à 10
Givre lourd	0.7 à 0.9	forte	opaque	-10 à -1	>10
Givre léger	≤ 0.6	moyenne	blanc	-20 à -1	<10

II.3 Prédiction de la tension de contournement

Un nombre important d'études a été réalisé sur les phénomènes de contournement des isolateurs pollués et, ce qui touche particulièrement cette recherche, recouverts de glace. Le but principal de ces études est de comprendre les différents aspects liés au contournement, soit les phénomènes d'initiation des décharges dans les intervalles d'air et le processus de propagation de ces décharges à la surface de la glace [23] [32].

La revue de littérature a permis de mettre en évidence le fait que plusieurs modèles existent et peuvent être classifiés en trois familles distinctes, soit les modèles mathématiques statiques [6] [9] [33] [34] [35] [36], les modèles mathématiques dynamiques [14] [37] [18] [19] et les modèles numériques [38] [20] [21] [39] [40] [41] [42]. Le point commun entre les différents modèles provient du fait qu'ils sont en grande majorité basés sur le modèle d'Obenaus et sur le modèle de Wilkins pour le calcul de la résistance résiduelle, tel que décrit dans les sections suivantes, qui modélise un seul arc électrique en série avec une résistance résiduelle. La prise en compte d'un seul arc partiel limite donc l'applicabilité de ces modèles à des isolateurs ayant de faibles distances d'arc, inférieures au mètre [43].

Tous les modèles dynamiques et numériques appliquent un critère de propagation de l'arc électrique. En plus, les modèles dynamiques doivent estimer la vitesse de propagation de l'arc électrique afin que leur propagation soit dépendante du temps. Ainsi, dépendamment du modèle développé, les chercheurs ont adopté différents critères de propagation et de calcul de la vitesse, tel que présenté dans les paragraphes suivants.

II.3.1 Les critères de propagation

Dépendamment des modèles étudiés, les critères de propagation permettent principalement de valider si, pour les conditions présentes à une longueur d'arc donnée, l'arc est dans une position stable ou non. Le **Tableau 2** résume les principaux critères de propagation, adoptés par un grand nombre de chercheurs, en fonction du domaine d'application [44] [36] [45] [9] [46] [47] [48] [49] [33][34]. Certains des critères présentés au **Tableau 2** sont décrits plus en détail dans les sections suivantes.

Tableau 2 : Résumé des critères de propagations.

Auteurs	Critères	Surface d'application
Hampton [44]	$E_{arc} < E_c$	Polluée et glacée
Nacke [36]	$R_p \geq \frac{dV_{arc}}{dI}$	Polluée
Hesketh [45]	$\frac{dI}{dx} > 0$	Polluée et glacée
Billings et Wilkins [9]	$\frac{dP}{dx} > 0$	Polluée
Anjana et Lakshminarasimha [46]	$W_t \geq W_{th}$	Polluée
Ghosh et al. [47]	$\frac{dR_{arc}}{dx} < 0$	Polluée
Dhahbi et al.[48] [49]	$\frac{d Z_{eq}^2 }{dx} \leq 0$	Polluée
Claverie and Porcheron [33][34]	$V\sqrt{I_{cr}} = 800X_{cr}$	Polluée

II.3.1.1 Critère de Hampton

C'est à Hampton que l'on doit l'une des premières études sur la propagation d'un arc électrique à la surface d'une couche conductrice [44]. Ce dernier a suggéré un critère de contournement basé sur le champ électrique dans l'arc et dans la couche résistive. Pour cela, il a mené plusieurs expériences en CA ayant pour finalité de caractériser le champ électrique moyen dans un arc établi sous une atmosphère sèche et humide, et ce, en vue de le comparer avec le champ électrique dans la couche conductrice (**Figure 2**) modélisée par une colonne d'eau salée (**Figure 3**). Le choix de la colonne d'eau comme résistance résiduelle a été guidé par la volonté d'avoir une résistance constante pouvant dissiper une grande source de chaleur, tout en s'affranchissant de l'effet de la température combinée de l'arc et du passage du courant.

À partir des informations collectées à la **Figure 2** et au montage expérimental illustré à la **Figure 3**, Hampton a pu constater qu'au moment où le champ électrique dans l'arc est égal au champ électrique dans la résistance résiduelle, l'arc est stable, ce qui correspond au point A sur la **Figure 2**.

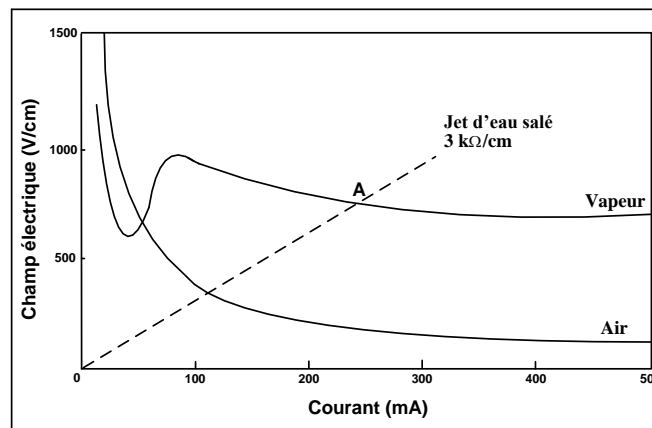


Figure 2 :Évolution du champ électrique dans l'arc en fonction du courant sous une atmosphère sèche et humide [44].

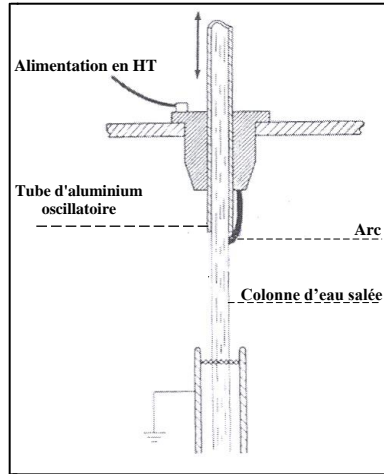


Figure 3 : Montage expérimental ayant permis de valider le critère de contournement [44].

Lorsque la tension appliquée est légèrement augmentée au-dessus du point d'équilibre A (voir **Figure 2**), le contournement de la colonne d'eau est alors observé. Cette condition de contournement correspond en fait au cas où le champ électrique dans l'arc (E_{arc}) devient inférieur au champ électrique dans la colonne d'eau conductrice (E_c), d'où l'établissement du critère de Hampton qui est le suivant [44]:

$$E_{arc} < E_c \quad (2)$$

D'après les résultats de ses expériences, l'auteur a donc énoncé la condition nécessaire, donnée par l'équation (2), pour laquelle un arc généré à la surface d'une couche conductrice se propage jusqu'à ce que le contournement soit produit. Cependant, cette étude ne précise pas si l'arc se serait propagé en un autre état stable dans le cas où la colonne d'eau aurait présenté une distance de fuite plus importante, situation qui se produit pour des longs isolateurs [50]. En effet, dans le montage expérimental de la **Figure 3**, la distance inter-électrodes est faible, ce qui laisse croire que lorsque la condition de propagation de l'arc est vérifiée, la longueur critique est déjà atteinte et la propagation conduit donc obligatoirement au contournement.

Dans ces circonstances, le critère de Hampton peut être préalablement considéré comme un critère de propagation de l'arc à la surface de la couche conductrice (qui traduit le fait que l'arc se déplace vers une autre position stable) tant que la distance critique n'est pas atteinte. Cela concorde bien avec les hypothèses de Sundararajan et al [51] qui ont élaboré un modèle dynamique de prédiction de la tension de contournement en CA consacré aux isolateurs pollués [51]. En s'inspirant du modèle mono-arc de Obenaus/Rizk [7], leur modèle ne tient compte que de la variation dynamique de la résistance résiduelle $R(x)$ de la couche de pollution lors de la propagation de l'arc à sa surface. En ce qui concerne le critère de propagation, les auteurs ont ainsi eu recours au critère de Hampton (équation (2)) qui sert aussi de critère de contournement quand l'arc atteint les deux tiers (2/3) de la distance d'arc de l'isolateur [51] .

II.3.1.2 Critère d'Hesketh

D'après un certain nombre d'expériences, il a été constaté que la décharge se déplace toujours à une position pour laquelle sa longueur est minimale. Hesketh [45] a ainsi avancé qu'un arc en série avec la couche conductrice s'auto-ajuste afin de conserver une position stable. Cela signifie que l'arc quitte sa position d'équilibre et se propage lorsque la variation linéique du courant dans le canal d'arc est croissante. Si la tension appliquée est constante au cours du déplacement de l'arc, le critère de propagation s'exprime alors par [45] :

$$\frac{dI}{dx} > 0 \quad (3)$$

avec dx est le déplacement élémentaire de l'arc et I le courant circulant à travers le canal de l'arc.

Le critère de Hesketh est applicable aux isolateurs alimentés en CC mais dans le cas d'une tension CA, la tension appliquée au pied d'arc peut tomber à zéro avant que le contournement soit complet. Cependant, comme première approximation, la tension appliquée en CA peut être considérée comme constante et égale à la tension crête. Les enregistrements par camera ultra rapide montrent que la décharge s'allonge, dans chaque demi-période, à partir de sa position antérieure dans la demi-période précédente [52]. Ainsi, au limite et dans le cas où la tension est alternative, la tension appliquée peut être considérée comme une série d'incrémentes d'une tension fixe égale à la tension alternative crête [9].

II.3.1.3 Critère de Billings et Wilkins

Le développement théorique présenté par Billings et Wilkins [53] suppose que la décharge se déplace vers une nouvelle position lorsque le système se place dans un état qui lui permet de dissiper le maximum d'énergie. La généralisation de la condition énoncée par Hesketh abouti à un critère de propagation utilisant la puissance fournie par la source, qui se décrit comme suit :

$$dP/dx > 0 \quad (4)$$

où P représente la puissance injectée par la source d'alimentation et dx est le déplacement élémentaire de l'arc.

La vérification expérimentale de ce critère étant cependant difficile, il est donc considéré comme un postulat jusqu'à présent.

II.3.1.4 Critère de Ghosh

Ghosh et *al.* [54] ont mis en place un critère de propagation pour lequel la décharge se propage à condition que la résistance de l'arc diminue par rapport à son allongement. Cette hypothèse se traduit par l'équation suivante :

$$\frac{dR_{arc}}{dx} < 0 \quad (5)$$

où R_{arc} représente la résistance de l'arc électrique et dx est le déplacement élémentaire de l'arc.

II.3.1.5 Critère de Dhahbi-Beroual

L'étude de Dhahbi et Beroual [55] a établi une nouvelle condition nécessaire à la propagation de l'arc. Le critère proposé indique que si la résistance de l'arc (R_{arc}) est inférieure à la résistance résiduelle de la surface conductrice (R_p), alors l'arc se propage. Cette condition s'exprime donc sous la forme suivante :

$$R_{arc} < R_p \quad (6)$$

II.3.2 Modèles de Vitesse de propagation

Tout comme le critère de propagation, il existe plusieurs approches permettant de calculer la vitesse de propagation de l'arc lors du processus de contournement. Plusieurs modèles ont été utilisés aussi bien dans le domaine des isolateurs pollués que des isolateurs recouverts de glace. Le calcul de la vitesse demeure un paramètre important et difficile à évaluer puisqu'il doit être représentatif des vitesses de déplacements de l'arc le long de la surface polluée ou glacée.

Plusieurs méthodes expérimentales ont été élaborées dans le but de comprendre la dynamique associée à la propagation de l'arc. Parmi ces méthodes, il y a la méthode de mesure directe de la valeur du courant dans la surface conductrice pendant la propagation de l'arc vers l'électrode de la masse [56] [57], la méthode spectroscopique [58], la méthode hybride utilisant simultanément des mesures optiques (photomultiplicateur) et électriques direct (tensions et courants)[59][60], ou encore la méthode optique (camera ultra-rapide - courant de fuite) [61][62][52][18][63]. Cette dernière méthode permet d'enregistrer les images de la propagation de l'arc et de les synchroniser avec l'intensité du courant mesuré à chaque instant de propagation.

Certains chercheurs ont adopté la méthode de mesure hybride dans le but d'évaluer la vitesse instantanée de propagation de l'arc [61][62][52][18][63]. Le décalage statistique (décalage de nature aléatoire) du temps d'enclenchement de la camera à l'instant de contournement demeure cependant une limitation technique majeur qui fausse en partie l'évaluation de la vitesse de propagation par la mesure optique unique, ce qui rend l'évaluation et l'élaboration d'une relation empirique de la vitesse de propagation discutable.

Des relations empiriques et analytiques, entre la variation de la vitesse de la décharge et les paramètres physiques qui la caractérisent, ont été établies par de nombreux chercheurs. Ces derniers ont constaté que la vitesse de propagation de l'arc est sensible à la conductivité de la surface conductrice à l'intensité de la lumière émise, au courant qui traverse le canal d'arc et à la distance parcourue.

Le **Tableau 3** ci-dessous résume les principaux critères utilisés pour déterminer la vitesse de propagation en fonction de l'environnement d'application. Les principaux critères présentés utilisés sont développés plus en détail dans les sections suivantes.

Tableau 3 : Résumé des différents critères de vitesse de propagation.

Auteurs	Critères	Domaine
Zoledziowski [64]	$v = \frac{U^2}{\sigma_p r_p^2 (L - X) W_l}$	Pollué
Wilkins et Al Baghdadi [65]	$v = 1,54 \cdot 10^{-4} r_p^{2.5} (I^4 - I_{cri}^4)$	Pollué
S.Anjana et C.S Lakshminarasimha [46]	$v = \mu E_{arc}$	Pollué
Rahal [66]	$v = \mu (E_{pr} - E_{arc})$	Pollué
Beroual [67]	$v = \sqrt[3]{\frac{2\beta P(t)}{\rho \pi r^2}}$	Pollué
Gallimberti [68] [22]	$v = \frac{I(t)}{q}$	Pollué et glacé
Fofana et Beroual [69]	$v = \left(\frac{\beta}{\varepsilon \rho}\right)^{1/2} \left(\frac{\int I(t) dt}{\pi r^2(t)}\right)$	Pollué
Fofana et al [14]	$v = K \left(\frac{dI(t)}{dt}\right)^n$	Glacé

II.3.2.1 Modèle de Gallimberti

Les modèles mathématiques du canal d'arc sont très complexes car ils doivent prendre en compte des processus thermodynamiques et hydrodynamiques couplés aux caractéristiques électriques de l'arc.

Des études expérimentales et théoriques du mécanisme de propagation des décharges électriques sur de grands intervalles d'air ont été rigoureusement explorées par Gallimberti et son équipe de recherche [68][22][70]. Ses études sur la propagation de la décharge électrique ont abouti à un modèle physique qui simule la propagation spatiale et temporelle.

Afin de modéliser l'expansion du canal de l'arc, les chercheurs ont supposé que l'arc est composé principalement de trois types de particules: les électrons, les ions et les particules neutres. Ils ont également supposé que la pression, la température et la densité des particules sont constantes sur toute la section du canal. Ce dernier est représenté comme un canal homogène de section circulaire. Cela a ainsi permis d'établir un modèle de la vitesse basé sur une solution simplifiée des équations de conservation de masse, de moment et d'énergie [70]. L'équation (7) décrit donc la vitesse instantanée de propagation comme étant le rapport entre le courant mesuré I et q qui représente la charge nécessaire pour générer un déplacement de longueur unitaire du pied d'arc. Cela se traduit comme suit :

$$v(I) = \frac{I}{q} \quad (7)$$

La charge q a été déterminée en fonction de la forme d'onde de la tension et de l'humidité absolue. Tel qu'illustré par les observations expérimentales de la **Figure 4**, q peut être considérée comme constante pendant la propagation de l'arc.

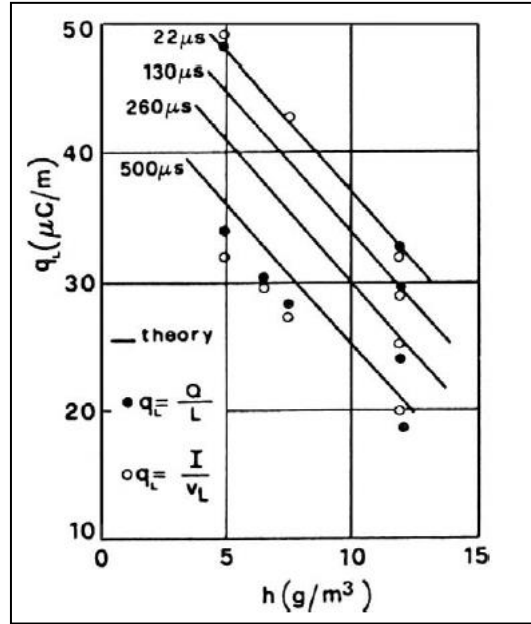


Figure 4 : Comparaison entre les valeurs calculées et expérimentales de la charge q par unité de longueur pour différents temps de montée d'ondes en fonction de l'humidité du milieu [70].

Le modèle de Gallimberti est établi principalement pour les décharges à long intervalle d'air et a été appliqué par [11][71] pour simuler la vitesse de propagation sur des isolateurs couverts de glace. À des fins de simplification, ces derniers ont considéré la charge q comme étant constante avant, pendant et après la propagation du pied d'arc.

II.3.2.2 Modèle de Beroual

D'après Beroual [72], lors de la propagation de la décharge, l'énergie totale W_t est dissipée sous différentes formes et une partie de cette énergie est transférée au canal de la décharge sous forme d'énergie cinétique W_{cin} ($W_{cin} = \beta W_t, 0 < \beta < 1$), permettant ainsi au canal de s'allonger d'une longueur dx . À partir d'un bilan énergétique de calcul, Beroual a établi l'expression suivante pour la vitesse :

$$v(t) = \sqrt[3]{\frac{2\beta P(t)}{\rho\pi r^2}} \quad (8)$$

où β est la fraction d'énergie nécessaire à la propagation de la décharge, r le rayon de la décharge, ρ la masse volumique du gaz (air) et P la puissance instantanée injectée dans l'intervalle inter électrodes.

Cette expression de la vitesse a d'abord été établie pour les décharges se propageant dans les liquides [72] puis généralisée à d'autres milieux et aux interfaces [73][69][74][75][37]. Elle a été vérifiée avec succès pour les longues décharges dans l'air par Fofana et Beroual [69], et par Dhabhi et Beroual [55] pour les isolateurs pollués. Les auteurs ont également appliqué l'expression de la vitesse pour des isolateurs recouverts de glace, ce qui leur a permis de constater que l'utilisation de ce critère permet de calculer la tension critique de contournement et également que les valeurs obtenues sont en accord avec les mesures expérimentales [15].

II.3.2.3 Modèle de S.Anjana et C.S Lakshminarasimha

Les travaux de S.Anjana et C.S Lakshminarasimha [46] ont permis de définir simplement la vitesse de propagation en fonction de la mobilité μ des électrons présents au sein de la décharge et du champ électrique dans l'arc E_{arc} comme suit :

$$v = \mu E_{arc} \quad (9)$$

où μ représente la mobilité de l'arc (5 à 50cm²/Vs) [76] [51]. Pour les simulations, les chercheurs [76] [77][12] ont adopté une valeur de la mobilité $\mu = 25(\text{cm}^2/\text{Vs})$.

II.3.3 Modèles mathématiques statiques dédiés aux isolateurs glacés

Cette section présente les différents modèles mathématiques statiques de prédiction de la tension de contournement dédiés aux isolateurs recouverts de glace. Tel que mentionné précédemment, la majorité de ces modèles sont basés sur les contributions importantes de Obenaus, de Rizk et de Wilkins qui ont permis de développer des modèles 'mon-arc' pouvant être appliqués aux isolateurs pollués [6][7][9]. Dans ce contexte, une revue détaillée de ces différentes contributions revêt une importance capitale pour la description et la compréhension des différents modèles dédiés aux isolateurs recouverts de glace. La grande similitude entre les modèles développés pour la pollution et la glace réside principalement dans le fait que le dépôt de glace est assimilable à un cas de pollution très sévère [78].

II.3.3.1 Contribution d'Obenaus

Dans un travail de pionnier, Obenaus [6] a fait une analyse quantitative des phénomènes de décharge se produisant sur une surface contaminée. Son modèle, dont le concept est illustré par la Figure 5, se présente sous la forme d'une décharge cylindrique de longueur x en série avec une résistance résiduelle R_p caractérisant la couche polluante en série avec l'arc électrique. L'équation électrique du modèle est donnée par l'équation (10).

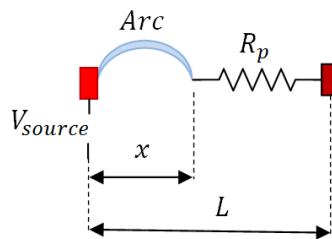


Figure 5 : Modèle mono-arc d'Obenaus.

$$V_{source} = V_e + V_{arc} + R_p(x).I \quad (10)$$

avec V_e la chute de tension aux électrode, V_{arc} la chute de tension le long de l'arc électrique, $R_p(x)$ la résistance résiduelle de la couche de pollution en série avec l'arc électrique et I le courant circulant dans l'arc.

La chute de tension aux électrodes V_e est généralement constante en CC [9][79].

D'autre part, selon Nottingham [80] la décharge électrique en statique est caractérisée par la chute de tension V_{arc} qui est reliée au champ électrique longitudinal E_{arc} et la longueur x de l'arc électrique par le biais de l'équation (11), où A et n sont des constantes caractéristiques de l'arc électrique.

$$E_{arc} = \frac{V_{arc}}{X} = A.I^{-n} \quad (11)$$

Les différences observées sur les valeurs de A et n sont liées à la nature du milieu dans lequel brûle l'arc électrique et les spécificités des conditions expérimentales. À titre d'exemple, pour Hampton [44], la décharge brûle dans un milieu riche en vapeur d'eau, alors que pour Wilkins et Al-Baghdadi [9][65] la décharge brûle dans un milieu sec. D'un autre côté, Holte et al.[81][82] ainsi que Ghosh et Chatterjee [47] montrent que les conditions critiques du contournement sont étroitement liées à la nature chimique de l'électrolyte (surface conductrice).

Les valeurs des constantes n et A , obtenues à partir de différentes études, sont résumées dans le document suivant [11].

Enfin, plusieurs modèles ont été proposés pour calculer la résistance résiduelle $R_p(X)$ de la couche de pollution en série avec l'arc électrique [83][8][9]. Parmi les différentes

méthodes identifiées, la plus utilisée est sans aucun doute la formulation de Wilkins qui est présentée plus en détail dans la section suivante.

II.3.3.2 Contribution de Wilkins

La contribution de Wilkins est basée principalement sur l'étude de l'effet de la concentration des lignes de courant au pied de l'arc électrique sur la résistance résiduelle $R_p(X)$ de la couche de pollution [9]. Pour ce faire, Wilkins a utilisé la méthode des images équipotentielle appliquée à la géométrie présentée à la **Figure 6**, ce qui lui a permis d'aboutir à un modèle analytique général décrivant la résistance résiduelle $R_p(X)$ qui se traduit comme suit :

$$R_p(x) = \frac{1}{2\pi\gamma_e} \sum_{n=-\infty}^{n=+\infty} \frac{1}{2} \log \left[\frac{\left(1 + \cosh \frac{\pi(na+r)}{2L}\right)^2 + \tan^2 \frac{\pi x}{2L} \sinh^2 \frac{\pi(na+r)}{2L}}{\left(1 - \cosh \frac{\pi(na+r)}{2L}\right)^2 + \tan^2 \frac{\pi x}{2L} \sinh^2 \frac{\pi(na+r)}{2L}} \right] \quad (12)$$

où L , X , r , γ_e et a représentent respectivement la distance d'arc totale en cm, la longueur de l'arc en cm, le rayon du pied d'arc en cm, la conductivité de la couche de conductrice en Siemens et la largeur de la couche conductrice en cm.

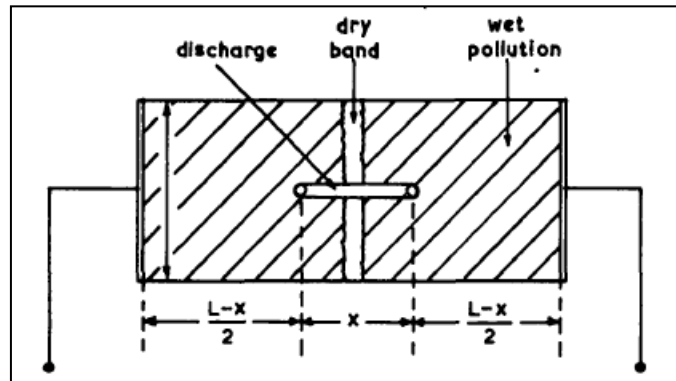


Figure 6 : Modèle de Wilkins pour le calcul de la résistance résiduelle [9].

Dans le modèle de Wilkins, l'arc électrique est modélisé comme un cylindre dont le rayon du pied d'arc r (cm) en contact avec la couche de pollution est donné par l'équation suivante [84] :

$$r = \sqrt{\frac{I}{B\pi}} \quad (13)$$

où B est une constante qui dépend de la polarité de la tension appliquée ainsi que la nature de la couche de pollution en série avec l'arc électrique.

La formule générale de Wilkins donne lieu à deux autres formules réduites. La première, décrite par l'équation (14), s'applique dans les cas d'une bande large (si $a > 3L$). Tandis que la deuxième, donnée par l'équation (15), s'applique dans les cas d'une bande étroite.

$$R(X) = \frac{1}{2\pi\sigma_p} \left[\ln\left(\frac{2L}{\pi r}\right) - \ln\left(\tan\frac{\pi X}{2L}\right) \right] \quad (14)$$

$$R(X) = \frac{1}{2\pi\sigma_p} \left[\frac{\pi}{a}(L - X) + \ln\left(\frac{a}{2\pi r}\right) \right] \quad (15)$$

Ainsi, la relation générale de la résistance, donnée par l'équation (12), selon Wilkins, devrait être utilisée dans le cas où la largeur est de même ordre de grandeur que la longueur de la surface conductrice.

L'utilisation de la formulation de la résistance résiduelle de Wilkins n'est pas toujours évidente, pour la seule raison qu'elle est limitée à des géométries rectangulaires simples.

II.3.3.3 Contribution de Rizk

Sous tension alternative (CA), le courant passe deux fois par zéro à chaque période. Pour ce faire, il faut prendre en compte la contribution de Rizk qui permet d'étendre le modèle d'Obenaus développé pour une tension appliquée continue (CC) à une tension appliquée alternative (CA). Cette contribution est la condition de réamorçage de l'arc qui, explicitée par [7][33][52] se présente comme suit :

$$V \geq \frac{kX}{I^b} \quad (16)$$

où k et b sont les constantes de réamorçage qui dépendent de la nature de la couche de pollution en série avec l'arc électrique, V (V) et I (A) sont les valeurs crêtes de la tension appliquée et du courant respectivement et X est la longueur de l'arc en (cm).

Rizk [7] a également démontré que la chute de tension aux électrodes V_e peut être négligée en CA dans les calculs des conditions critiques. Ainsi, l'équation (10), combinée à l'équation (11) peut être réécrite en CA comme suit:

$$V_{source} = A.X.I^{-n} + R_p(X).I \quad (17)$$

II.3.3.4 Modèles statiques mono-arc en CC et CA

La glace étant considérée comme un cas sévère de pollution [78], le modèle d'Obenaus, décrit par l'équation (10), établi initialement pour les isolateurs pollués, a été adopté pour les isolateurs recouverts de glace. La **Figure 7** présente une modélisation d'un isolateur recouvert de glace selon le modèle d'Obenaus. Cette modélisation reprend exactement celle d'Obenaus pour l'isolateur pollué (**Figure 5**) c'est-à-dire un arc électrique de longueur x en série avec la couche de glace de longueur L [85]. Il est cependant important de noter que le modèle d'un isolateur recouvert de glace proposé à la **Figure 7** n'est valide que pour des conditions de givrage atmosphérique sévères. En effet, sous ses conditions particulières, la couche de glace, qui ne couvre que le côté exposé au vent de l'isolateur [86], peut alors être considérée comme uniforme.

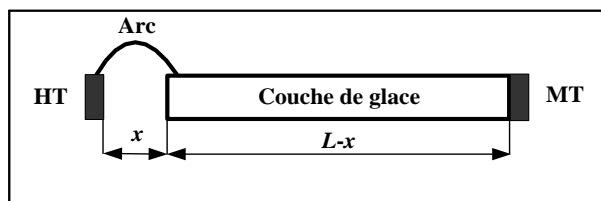


Figure 7: Modèle mono-arc de contournement d'un isolateur recouvert de glace [85].

La forte similitude entre le modèle simplifié de la **Figure 7** et celui d'Obenaus de la **Figure 5** permet d'utiliser les équations (10) et (11) pour calculer la tension de contournement de l'isolateur recouvert de glace en CC. La seule différence entre le modèle d'isolateur pollué et recouvert de glace réside dans les valeurs des constantes A et n qui sont différentes et qui ont été déterminées expérimentalement, tel que rapporté dans [87].

La seconde similitude du modèle dédié aux isolateurs recouverts de glace réside dans l'utilisation de la condition de réinitiation de l'arc (équation (16)) proposée par Rizk pour étendre le modèle CC en CA. Également, les constantes k et b ont été déterminées pour un arc électrique brûlant à la surface d'un dépôt glace [52].

La dernière similitude des modèles mono-arc CC et CA avec les modèles développés pour les isolateurs pollués tient dans l'évaluation de la résistance résiduelle du dépôt de glace, qui rappelons-le, doit être considérée comme uniforme [87]. Dans ces conditions, le dépôt de glace uniforme est modélisé comme un demi-cylindre avec une surface rectangulaire, d'épaisseur d , de longueur L et de largeur πD où D représente le diamètre de l'isolateur. Il devient alors possible d'utiliser la formulation de Wilkins (équation (15)), qui peut se décrire comme suit :

$$R(X) = \frac{1}{2\pi\gamma_e} \left[\left(\frac{4(L-x)}{D+2d} \right) + \ln \left(\frac{D+2d}{4r} \right) \right] \quad (18)$$

Le calcul du rayon r du pied d'arc se fait également à l'aide de l'équation (13) développée pour une couche de pollution et la seule différence réside dans la constante B qui doit être déterminée pour un pied d'arc en contact avec un dépôt de glace [88].

Pour ce qui est de la conductivité surfacique γ_e (μS) de la couche de glace, cette dernière est déterminée en fonction de la conductivité σ ($\mu S/cm$) de l'eau servant à réaliser l'accumulation de glace grâce à l'équation suivante :

$$\gamma_e = \alpha\sigma + \beta \quad (19)$$

où α et β sont des constantes déterminées expérimentalement par [88][84][52].

Les modèles statiques mono-arc développés en CC et CA ont été appliqués avec succès à des isolateurs recouverts de glace présentant des distances d'arc inférieures à 1 mètre, pour lesquels, un seul arc est généralement présent à la surface de la couche de glace [87][88][84]. Cependant, lorsque la distance d'arc est supérieure à 1 mètre, plus d'un intervalle d'air se forme lors de la période d'accumulation de la glace, donnant ainsi lieu à l'apparition d'un ou plusieurs arcs électriques le long de l'isolateur. Sous ses nouvelles conditions, le modèle mono-arc de prédiction de la tension de contournement n'est plus valide puisque l'écart entre la valeur de la tension calculée et celle mesurée devient important [85]. Afin de combler cette lacune, les chercheurs ont ainsi proposé un nouveau modèle mathématique présenté plus en détail dans la section qui suit.

II.3.3.5 Modèle statique multi-arc

La formulation analytique de la résistance résiduelle, donnée par l'équation (18), est consacrée uniquement aux isolateurs de courte taille (inférieure à 1m) qui présentent un seul arc électrique partiel à leur surface [85]. Pour les isolateurs THT de distance d'arc supérieure au mètre, plusieurs arcs partiels s'initient le long des différents intervalles d'air, tel qu'illustré à la Figure 8. Sous certaines conditions, ces arcs partiels se propagent à la surface de la glace et finissent par se rencontrer pour contourner l'isolateur [85].

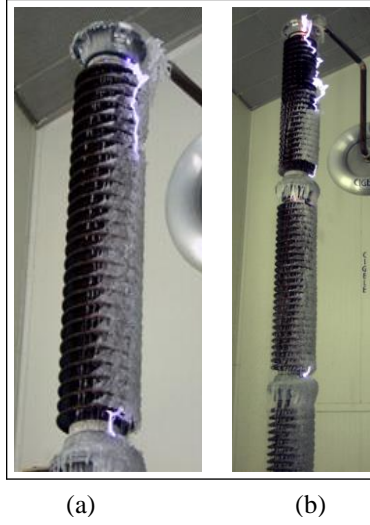


Figure 8 : Illustration de plusieurs arcs se propageant le long d'un isolateur de poste recouvert de glace [85].

Farzaneh et Zhang ont donc décidé d'apporter une modification au modèle statique mono-arc en CA pour pouvoir l'appliquer à des isolateurs THT présentant plus d'un arc électrique partiel [85]. La modification proposée consiste à appliquer le modèle mono-arc à chacun des arcs électriques présents à la surface du dépôt de glace, cette dernière étant partitionnée en plusieurs sections, tel que présenté à la **Figure 9**. Ce partitionnement permet ainsi de pouvoir appliquer le modèle d'Obenaus mono-arc à chaque section ainsi obtenue.

Ce partitionnement du dépôt de glace nécessite donc de modifier la formulation analytique initiale de Wilkins adaptée aux isolateurs recouverts de glace afin qu'elle puisse prendre en considération plusieurs pieds d'arcs en contact avec la surface de la glace. La formulation de Wilkins ainsi proposée et modifiée se définit comme suit [85]:

$$R(X) = \frac{1}{2\pi\gamma_e} \left[\left(\frac{4(L-x)}{D+2d} \right) + (N + 2N') \ln \left(\frac{D+2d}{4r} \right) \right] \quad (20)$$

où N représente le nombre d'arcs ayant un seul pied en contact avec la surface de la glace et N' le nombre d'arcs ayant les deux pieds en contact avec la surface de la glace.

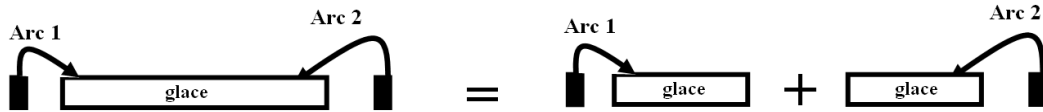


Figure 9 : Décomposition d'un problème bi-arcs en deux modèles mono-arcs pour prendre en compte la présence de plusieurs arcs électriques à la surface d'un dépôt de glace.

Le modèle multi-arcs a été validé par l'entremise de plusieurs tests réalisés dans les laboratoires de la CIGELE, soit sur une chaîne d'isolateurs suspendus de seize unités (Figure 10-a), deux unités d'isolateur de poste (Figure 10-b) et deux unités d'isolateur de poste avec six extenseurs de jupes (Figure 10-c) [85]. Les résultats obtenus se sont avérés être en bonne concordance avec les résultats expérimentaux, permettant ainsi de valider le modèle statique multi-arcs. Ce modèle demeure toutefois dépendant de la formulation de Wilkins modifiée qui ne prend en compte que des géométries de dépôts de glace simples [11][9].

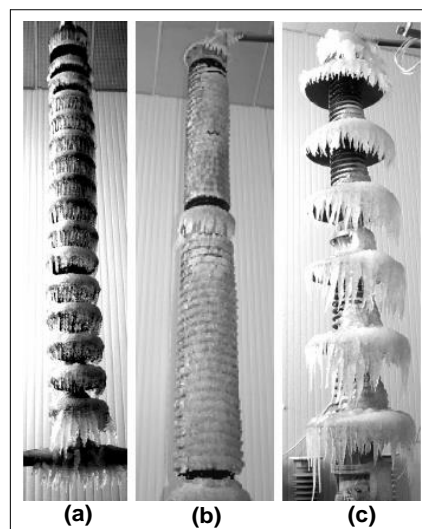


Figure 10 : Isolateurs THT recouverts de glace [85].

II.3.4 Modèles mathématiques dynamiques dédiés aux isolateurs

glacés

Les modèles statiques présentés précédemment permettent uniquement de calculer la tension, le courant et la longueur critique de contournement puisqu'ils sont basés sur la résolution des équations décrivant la tension appliquée en fonction de la chute de tension le long de la couche polluée ou glacée en série avec le ou les arcs électriques partiels. Les modèles dynamiques développés plus récemment tiennent compte de la propagation de l'arc à la surface de la couche de glace, ce qui offre l'avantage de pouvoir déterminer l'évolution temporelle du courant de fuite ainsi que la vitesse de déplacement de l'arc électrique. Ces modèles dynamiques sont basés sur le modèle mono-arc d'Obenaus en CC et Obenaus/Rizk en CA tout en intégrant différents paramètres dynamiques ayant une dépendance temporelle. Cela implique donc l'implémentation d'un critère de propagation de l'arc, tel que présenté à la section II.3.1, ainsi que l'intégration d'un modèle de calcul de la vitesse de propagation, tel que présenté à la section II.3.2. Ces critères diffèrent selon le modèle développé.

II.3.4.1 Modèles dynamiques mono-arc en CC

Les différents modèles dynamiques mono-arc permettant de simuler le processus de contournement des isolants recouverts de glace sont majoritairement basés sur le modèle mathématique dynamique développé pour les isolateurs pollués et proposé par Fofana [71].

Le premier modèle mathématique dynamique mono-arc dédié aux isolateurs recouverts de glace reprend principalement le modèle d'Obenaus, soit un arc électrique en série avec un dépôt de glace, tel que présenté à la **Figure 11**.

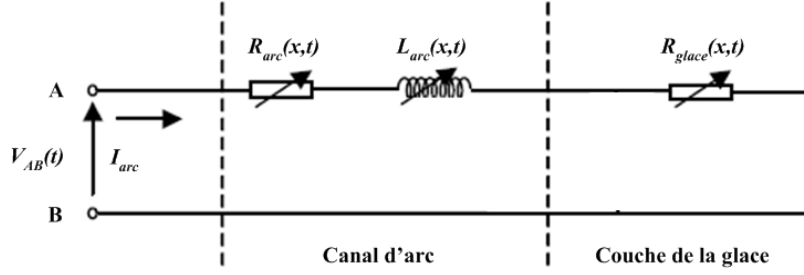


Figure 11 : Principe de modélisation de la propagation de l'arc électrique à la surface d'un isolateur recouvert de glace en CC [89].

Dans le modèle dynamique proposé, l'arc électrique est modélisé à l'aide d'une résistance et inductance dynamique R_{arc} et L_{arc} qui s'expriment comme suit :

$$R_{arc} + L_{arc} = \frac{1}{\sigma(T)\pi r^2} + \frac{\mu_0}{2\pi} \left[0.25 + \ln\left(\frac{D_f}{r}\right) \right] \quad (21)$$

$$\text{Avec } \sigma(T) = \frac{\rho(T)C_p \frac{dT}{dt}}{E^2(t)}$$

où σ , T , C_p , ρ et D_f sont respectivement la conductivité électrique, la température, la chaleur spécifique à pression constante, la densité et la distance éloignée de l'axe de l'arc auquel le champ magnétique est considéré comme nul.

L'équation (21) modélisant l'arc électrique est alors intégré dans le modèle mono-arc d'Obenaus pour conduire à l'équation générale suivante :

$$V = (R_{arc} + L_{arc})I + R(x)I + V_e \quad (22)$$

Les simulations consistent à trouver, en premier lieu, l'intensité dans l'arc et la glace, pour une tension appliquée et une longueur de l'arc préalablement fixées, et à valider ou non le critère de propagation de Hesketh présenté en détail à la section II.3.1.2. Dans l'affirmative de ce dernier, la longueur de l'arc s'allonge d'une faible valeur. Si le critère n'est pas validé, la tension appliquée est incrémentée. Ce processus se répète jusqu'au contournement total. La

résistance résiduelle est calculée par la formule analytique de Wilkins présentée précédemment pour un dépôt de glace uniforme (équation (18)).

L'évolution temporelle de plusieurs grandeurs comme l'intensité du courant de fuite ou la résistance résiduelle de la glace est obtenue par l'implémentation de la vitesse de l'arc. Parmi les modèles de vitesse existants et présentés à la section II.3.2, c'est le critère de Gallimberti, décrit en détail à la section II.3.2.1 qui a été retenu [11].

Le modèle a été validé en comparant les résultats calculés avec ceux obtenus expérimentalement pour une chaîne suspendue constituée de cinq isolateurs standard IEEE recouverts de glace [89]. La **Figure 12** présente un exemple de comparaison des résultats expérimentaux et ceux obtenus en DC+ et DC- avec le modèle mathématique dynamique mono-arc. Les résultats de la **Figure 12** démontrent une bonne concordance entre les différents résultats, prouvant ainsi la validité du modèle développé.

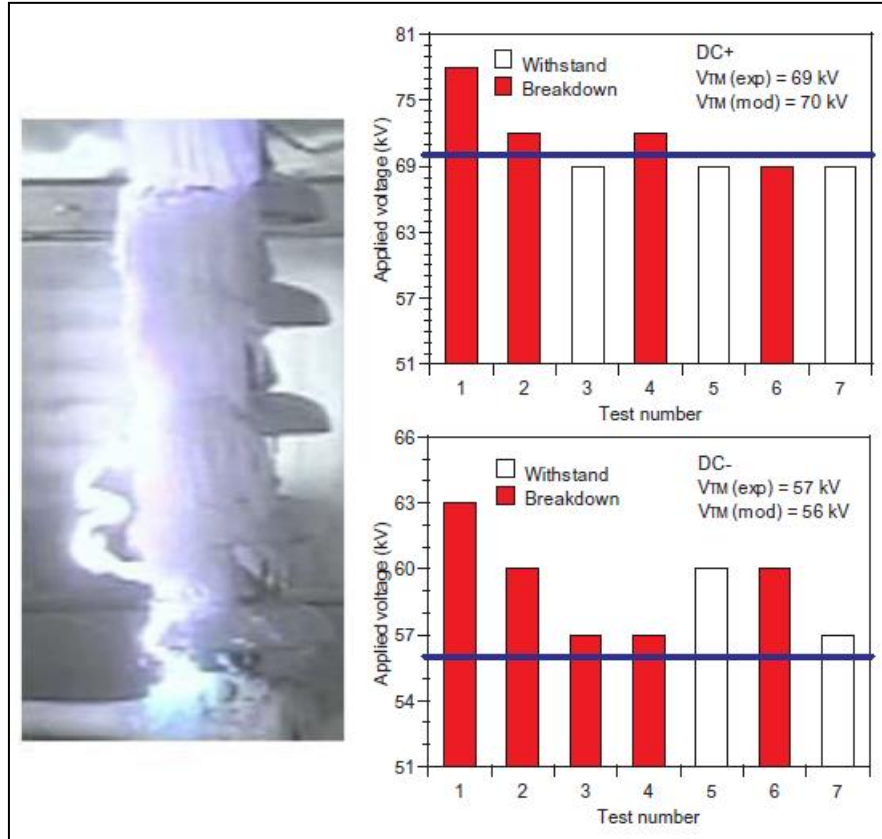


Figure 12: Tension de contournement en CC calculée et expérimentale [89].

II.3.4.2 Modèle dynamique mono-arc en CA

Le développement du modèle dynamique mono-arc en CA est simplement une extension du modèle dynamique mono-arc développé en CC en prenant en compte la condition de réallumage de l'arc décrit par l'équation (16) ainsi que la capacité $C(x,t)$ de la couche de glace en série avec l'arc électrique, tel qu'illustré à la Figure 13. Les autres paramètres du modèle dynamique, comme le modèle de vitesse de l'arc et son inductance, le critère de propagation et la résistance résiduelle demeurent les mêmes.

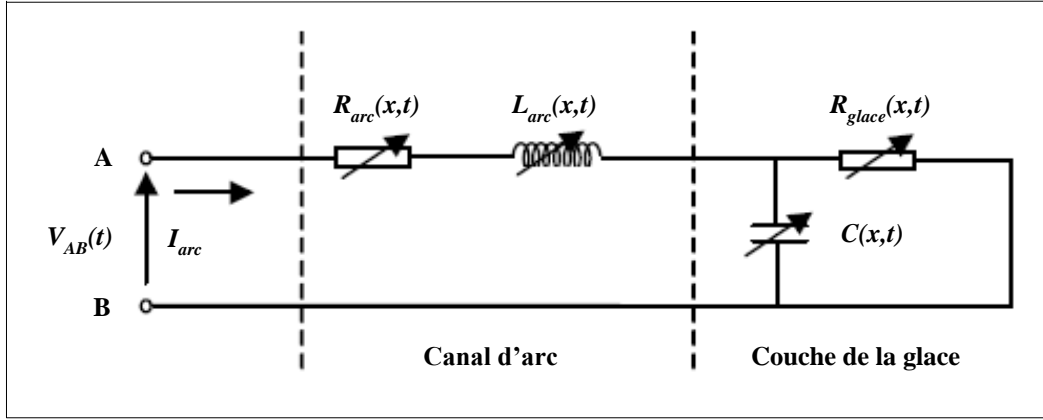


Figure 13 : Principe de modélisation de la propagation de l'arc sur une surface recouverte de glace en CA [13].

L'arc électrique du modèle en CA est gouverné par les deux équations suivantes :

$$V_{arc} = V(t) - V_c(t) = R_{arc}I + L_{arc} \frac{dI(t)}{dt} \quad (23)$$

où V_{arc} et $I(t)$ représentent respectivement la chute de tension et le courant dans l'arc

$$I(t) = C \frac{dV_c(t)}{dt} - \frac{1}{R(x,t)} V_c(t) \quad (24)$$

R_{arc} la résistance d'arc s'exprime, en Ω/cm , comme suit :

$$R_{arc} = \frac{cx}{It^{0.6}} \quad (25)$$

avec c une constante qui dépend de la nature de la tension appliquée, et t représente le temps.

L'intervalle non franchi par l'arc électrique est modélisé par la capacité $C(x,t)$, de l'équation (26), qui consiste à assimiler la tête de la décharge et l'électrode plane (opposée) à deux sphères concentriques. La distance entre ces deux sphères varie avec la propagation de la décharge [74], tel qu'illustré à la **Figure 14**.

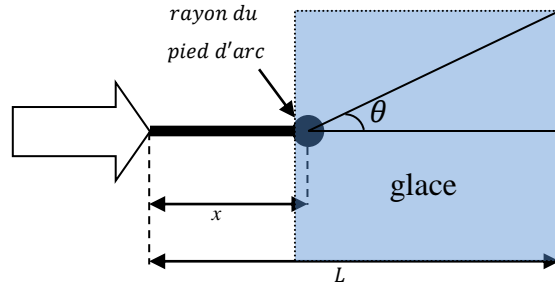


Figure 14 : Principe de calcul de la capacité résiduelle.

$$C(x, t) = \Gamma \epsilon r \left(1 + \frac{r}{L - x}\right) \quad (26)$$

avec $\Gamma = 2\pi(1 - \cos\theta)$.

La tension de contournement calculée, à partir du modèle CA, a été comparée à celle obtenue pour une chaîne de 5 isolateurs standard IEEE recouverte de glace (**Figure 15**). L'erreur maximale calculée entre la tension de contournement expérimentale et celle du modèle, est de 7%.

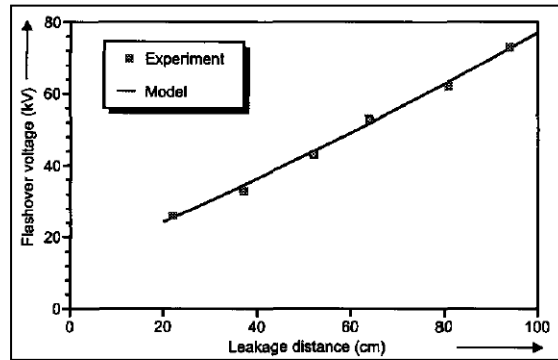


Figure 15 : Comparaison de la tension de contournement expérimentale avec celle du modèle en CA pour différentes distances d'arc [13].

Le modèle a été ensuite validé avec d'autres types d'isolateurs couverts de glace [90]; soit un isolateur standard IEEE (**Figure 16-a**), un isolateur cylindrique artificiel (**Figure 16-b**) et un isolateur de poste (**Figure 16-c**), tous présentant une distance d'arc inférieure au mètre.

Les différents résultats obtenus en fonction de la conductivité de l'eau d'accumulation ont permis d'obtenir une erreur maximale de 13,6% et permettant ainsi de valider le modèle.

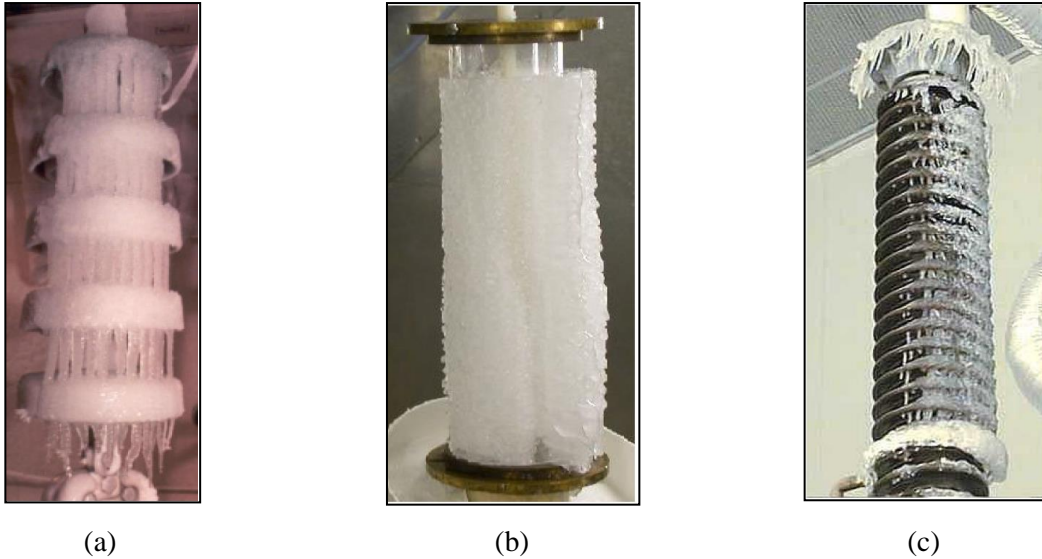


Figure 16: (a) Isolateur standard de 5 unités (b) Isolateur cylindrique simplifié (c) Isolateur de post [90].

Issouf Fofana est considéré comme un pionnier dans la modélisation mathématique dynamique de la décharge électrique des isolateurs couverts de glace, et cela grâce aux succès de son modèle de prédiction de la tension de contournement développé pour les grandes intervalles d'air [91], adaptée ensuite à des isolateurs pollués [71][74] et glacés [13][90][89][17][14].

II.3.4.3 Modèle dynamique multi-arc en CA

Ce modèle, récemment développé, est le premier modèle mathématique dynamique qui permet de prendre en compte la présence de plusieurs arcs électriques partiels établis le long d'un isolateur recouvert de glace en CA [18]. Le modèle proposé reprend le concept du modèle statique multi-arc décrit en détail à la section II.3.3.5, auquel est appliqué le modèle mathématique dynamique mono-arc décrit à la section précédente. Ainsi, pour chaque segment représenté par un arc électrique en série avec une portion du dépôt de glace et illustré à la **Figure 9**, le modèle statique mono-arc en CA de la **Figure 7** est appliqué pour calculer la tension critique de contournement. Le calcul de la résistance résiduelle se fait par le biais de l'équation de Wilkins modifiée, telle que décrit par l'équation(20) qui permet de prendre en compte la présence de plusieurs pieds d'arc en contact avec la surface de glace. Le critère de propagation sélectionné est celui de Hesketh qui est décrit en détail à la section II.3.1.2.

Pour ce qui est du modèle de vitesse, les auteurs ont décidé d'utiliser une approche simplificatrice afin de ne pas avoir à prendre en compte la vitesse respective de chaque arc électrique partiel se propageant à la surface du dépôt de glace. Cette simplification résulte du fait que la prise en compte de la vitesse de chaque arc aurait été une tâche trop complexe à implémenter dans le modèle mathématique. L'approche simplificatrice proposée par les auteurs a donc consisté à déterminer expérimentalement la vitesse moyenne des arcs électriques (voir **Figure 17**) se propageant à la surface du dépôt de glace en utilisant une caméra haute vitesse.

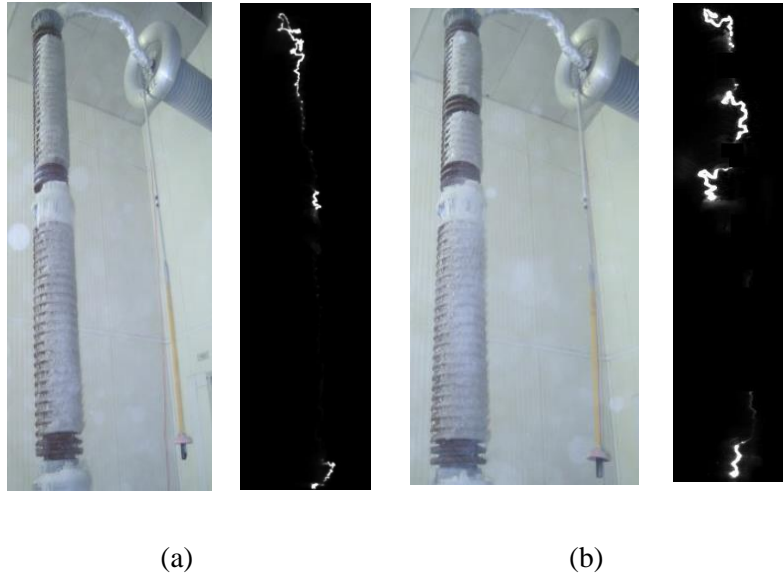


Figure 17 : Enregistrements de la propagation d'arcs partiels d'un isolateur recouvert de glace en extra haute tension (EHV) à deux configuration d'intervalles d'air [18].

Lorsque plusieurs arcs étaient présents, comme illustré à la **Figure 17**, et par souci de simplification, les auteurs ont décidé de prendre la moyenne de la vitesse de l'arc supérieur et inférieur, sans prendre en compte celle du ou des arcs présents au centre de l'isolateur [18]. L'expression analytique de la vitesse moyenne v (m/s) ainsi obtenue s'exprime comme suit :

$$v(m/s) = 1634,1x^{4,9}(m) \quad (27)$$

où x représente la distance d'arc.

L'application de ce modèle dynamique multi-arc, pour le calcul de la tension critique de contournement, à des isolateurs de poste en porcelaine présentant jusqu'à quatre arcs partiels a démontré une bonne concordance entre les résultats expérimentaux et les résultats issus du modèle avec une erreur relative annoncée à 5%. De même l'évolution de la vitesse moyenne obtenue lors de la phase de contournement et simulée par le modèle est proche de celle obtenue expérimentalement, ce qui est en fait évident puisque le modèle de vitesse de

l'équation (27) a été élaboré à partir des tests expérimentaux qui ont également été utilisés pour simuler la dynamique de propagation.

II.3.5 Modèles numériques de prédiction

Les modèles numériques se différencient des modèles mathématiques par l'utilisation d'une méthode numérique, principalement la méthode des éléments finis (MEF), afin de calculer les chutes de tensions et le courant le long de l'isolateur pollué ou glacé, au lieu d'utiliser une implémentation mathématique plus rigide. Cela permet principalement de s'affranchir de la géométrie de l'isolateur qui doit demeurer simple dans le cas des modèles mathématiques pour calculer la résistance résiduelle basée sur les formulations analytiques. Les sections suivantes présentent plus en détails les différents modèles numériques dédiés aux isolateurs pollués et recouverts de glace.

II.3.5.1 Modèle numérique d'Aydogmus et Cebeci

Les auteurs Aydogmus et Cebeci ont été les premiers à utiliser la méthode des éléments finis pour élaborer un modèle de prédiction de la tension de contournement des isolateurs pollués [39]. Ce concept diffère grandement des autres modèles de prédiction puisqu'il n'est pas basé sur le modèle électrique proposé par Obenaus/Rizk. En effet, le modèle proposé utilise la MEF pour calculer la distribution axisymétrique du potentiel le long de la ligne de fuite de l'isolateur polluée (**Figure 18-a**) ainsi que pour calculer le courant de fuite circulant dans la couche de pollution modélisée en 2D sous forme dépliée (**Figure 18-b**).

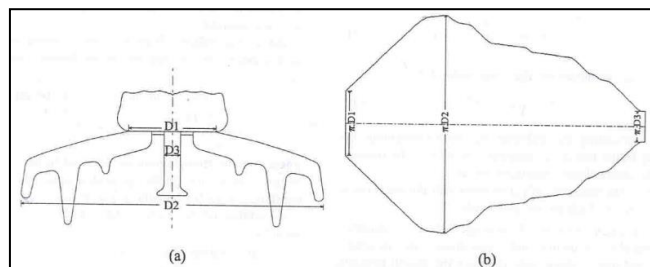


Figure 18: Isolateur étudié et surface dépliée correspondante [39].

Pour chaque niveau de tension appliquée, le champ électrique le long de la ligne de fuite de l'isolateur axisymétrique est calculé ainsi que le courant de fuite dans la couche de pollution. Si le champ électrique entre deux nœuds voisins du modèle axisymétrique est supérieur au champ électrique dans l'arc, (ce qui correspond en fait à la validation du critère de Hampton [92]) un arc peut donc s'établir entre ces deux nœuds. Dans ces conditions, ces deux nœuds sont alors au même potentiel, car de par leur proximité, la chute de tension dans l'arc peut être négligée, ce qui peut être critiquable en soi. À chaque pas de calcul, cette vérification est réalisée sur tous les nœuds présents sur la ligne de fuite. Le pas suivant consiste à augmenter la tension appliquée avec les nouvelles conditions aux limites imposées sur les nœuds et de recalculer le champ électrique entre deux nœuds voisins et valider ou non le critère de Hampton. Le contournement est obtenu lorsque la longueur de l'arc électrique est égale à la longueur de la ligne de fuite de l'isolateur.

L'avantage de ce modèle est qu'il permet de suivre l'évolution de la formation de bandes sèches le long de la ligne de fuite de l'isolateur. Cependant, le fait de ne pas tenir compte de la restriction des lignes de courant due à la présence des pieds d'arc est discutable quant à la précision des résultats en termes de tension critique de contournement. De plus, ce modèle pourrait poser problème pour des chaînes d'isolateurs plus longues, car le temps de calcul requis pourrait s'avérer être important.

II.3.5.2 Modèles numériques de Qing Yang et al

Les modèles proposés par Yang et al en CC [40] et en CA [41], également basés sur la MEF, s'appliquent aux isolateurs recouverts de glace. Ce sont des modèles mono-arc, donc applicables aux isolateurs de longueur inférieurs à 1 m, inspirés du modèle conventionnel

d'Obenaus (**Figure 5**) dont la tension aux bornes de l'arc V_{arc} , modélisé par son pied, est explicitée par l'équation (13) [84].

Le modèle géométrique construit à l'aide de COMSOL Multiphysics sert à calculer la tension V_{glace} de la couche résiduelle de glace suivant une courbe liant le pied d'arc, modélisé par un demi-cercle, à l'électrode de mise à la terre [40] [41]. La tension V_{glace} est donnée par :

$$V_{glace} = - \int_l \vec{E} d\vec{l} \quad (28)$$

où E (V/cm) est le champ électrique dans la surface conductrice (le film d'eau de fonte) calculé par la MEF et dl est exprimé en (cm).

Pour une intensité de courant de fuite initialement appliquée au pied d'arc, la tension appliquée suit l'équation de l'arc régie par l'expression de l'équation (11).

En tension continue [40], les chercheurs ont opté pour un critère de propagation de l'arc ayant comme assise la caractéristique tension-courant du circuit équivalent d'un arc en série avec une résistance, tel qu'illustré à la **Figure 19**. D'après cette figure, pour une longueur de l'arc fixe, les valeurs critiques de la tension et de l'intensité qui maintiennent l'arc dans un état stable sont respectivement V_0 et I_0 . Si la tension ou l'intensité augmente, l'arc se propage vers un nouvel état stable. L'objectif principal du modèle dynamique de Yang *et al* [40] est de trouver, après chaque incrémentation de courant, cet état particulier pour chaque longueur de l'arc. Une fois l'état stable atteint, le critère de Hampton est adopté pour vérifier ou non le contournement de l'isolateur. Ce critère est donc considéré ici comme un critère de contournement et non comme un critère de propagation de l'arc. Si le critère de Hampton est validé, les valeurs de la tension et du courant sont les valeurs critiques de contournement.

Dans le cas contraire, la longueur de l'arc est incrémentée d'une faible valeur et une réitération du processus cherchant l'état stable correspondant est exécutée.

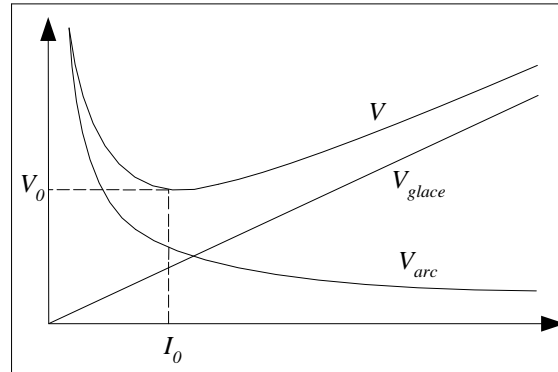


Figure 19: Caractéristique tension-courant du circuit équivalent d'un arc partiel de longueur fixe brûlant en série avec une résistance en CC [40].

Pour ce qui est de la tension alternative [41], le principe de la simulation suit la caractéristique tension-courant à laquelle est additionnée la condition de réamorçage de l'arc [88].

Il est à signaler que pour chaque incrément de la longueur de l'arc, la partie de l'isolateur court-circuitée par l'arc n'est plus prise en compte dans le modèle géométrique, tel que présenté par la **Figure 20** (a et b).

L'avantage de ce modèle est qu'il offre la possibilité de calculer la tension de contournement pour des configurations de glace complexes (**Figure 20-c et 20-d**). Toutefois, la troncature du modèle géométrique proposé ne permet pas de prendre en compte les lignes de courant situées au niveau de la géométrie placée en amont du pied d'arc. En outre, cette troncature alourdit et complexifie l'algorithme de calcul. Néanmoins, et en se fiant aux

résultats numériques obtenus par les auteurs [40] [41], le modèle est en accord avec les résultats expérimentaux.

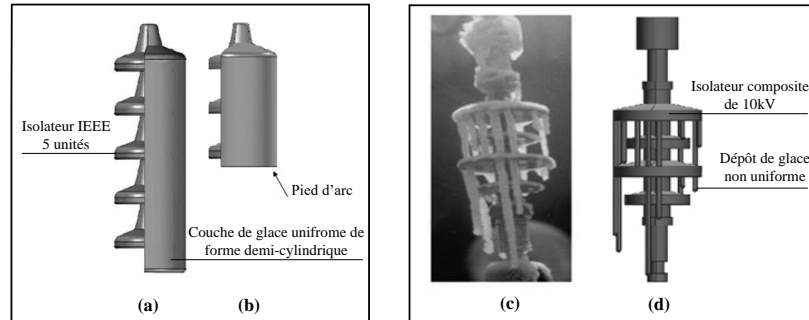


Figure 20: Modèle d'un isolateur IEEE standard recouvert d'un dépôt uniforme de glace (a) sans arc (b) en présence d'un arc. Isolateur composite de 10 kV recouvert d'un dépôt de glace non uniforme (c) et son modèle (d) [41].

En conclusion, le modèle dynamique de Yang et al [40] est le premier modèle appliquant la MEF aux isolateurs recouverts de glace. Cependant, ce modèle possède certaines limitations. Tout d'abord, c'est un modèle mono-arc qui ne peut être destiné qu'aux isolateurs de taille inférieure à un mètre. Par ailleurs, l'algorithme de calcul est complexe de par le choix du critère de propagation de l'arc utilisé et également de par la troncature du modèle géométrique réalisée à chaque incrémentation de la longueur de l'arc.

II.3.5.3 Modèle numérique de Volat

Le modèle de Volat [38] offre une combinaison des deux méthodes proposées par Aydogmus et Cebeci [39] et de Yang et al [40] qui emploient la MEF dans l'intention de développer un modèle mono-arc, en CC et en CA, afin de prédire la tension de contournement des isolateurs recouverts de glace. Le modèle numérique proposé consiste à résoudre le modèle mono-arc proposé par Obenaus (équation (10)) en utilisant la MEF pour calculer le

courant de fuite circulant à la surface de la couche de glace et également pour déterminer le champ électrique moyen dans cette dernière.

II.3.5.3.1 Modèle mono-arc en CC et CA

Le programme est initialisé avec les valeurs de la tension appliquée V_{min} , la longueur de l'intervalle d'air x_0 et l'intensité du courant I_{min} . La tension appliquée initiale correspond à la tension minimale nécessaire au claquage de l'intervalle d'air donnée par la formule expérimentale suivante [93] [94] [95]:

$$V_{min}(kV) = 3.96x_0(cm) + 7.49 \quad (29)$$

où x_0 représente également la longueur initiale de l'arc.

L'intensité initiale du courant de fuite est fixée à 20 mA, ce qui correspond à l'intensité moyenne observée lors de l'apparition des arcs électriques partiels de couleur blanche [32].

Le champ électrique dans l'arc ainsi que le rayon du pied d'arc sont calculés en utilisant les équations (11) et (13) dont les constantes sont évaluées par Farzaneh et Zhang [84].

Le potentiel du pied d'arc est évalué en utilisant l'équation (10) développée par Obenaus.

Avec les paramètres sélectionnés, le champ moyen est calculé par la MEF sur l'ensemble du film d'eau recouvrant la couche de glace. Étant dans un régime purement conducteur, seul le film d'eau est discrétisé par les éléments finis ainsi que le pied de l'arc électrique, tel que présenté à la **Figure 21**. Le film d'eau présentant une épaisseur très faible (inférieure au mm), ce dernier peut donc être considéré comme une surface conductrice

puisque la densité de courant en son sein est constante. Cela permet à la fois de simplifier la géométrie du problème considéré comme 2D et de faciliter le calcul du courant de fuite par la MEF en intégrant la densité du courant à l'électrode de mise à la terre.

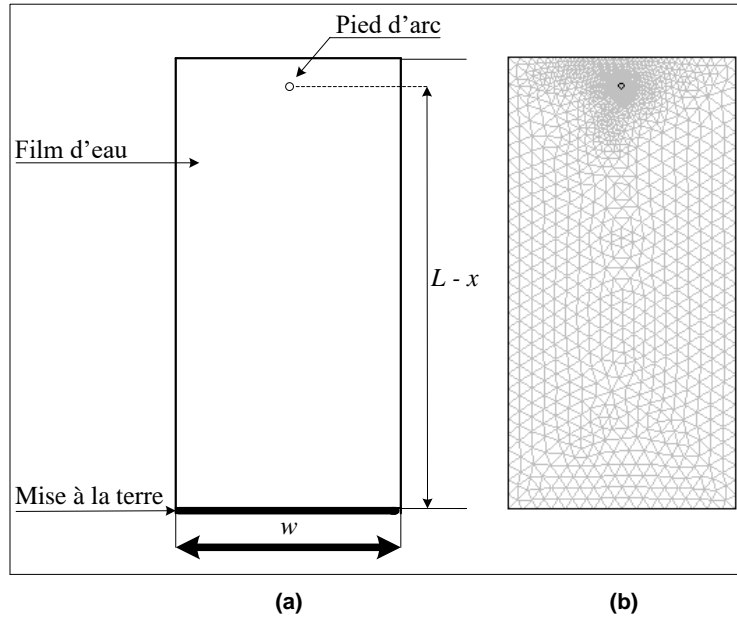


Figure 21: Modélisation en 2D du film d'eau en présence d'un arc électrique [38].

L'algorithme se poursuit pour vérifier le critère de Hampton utilisé comme un critère de propagation. Dans l'affirmative, l'arc se propage d'une longueur fixe, sinon la tension de la source est augmentée de 1 kV et la procédure recommence.

Le contournement a lieu lorsque le pied d'arc atteint l'électrode de mise à la terre. La valeur de la tension source ainsi déterminée correspond à la tension de contournement en CC et la tension maximale en CA.

L'algorithme de calcul itératif est exécuté par le biais du logiciel Matlab, de sorte qu'il est possible de faire appel à COMSOL pour les calculs par éléments finis. Le fait d'utiliser une incrémentation en tension plutôt qu'en courant comme dans le modèle de Yang et al [40] simplifie l'algorithme de manière considérable.

Le modèle CA est le même qu'en tension continue, la seule différence réside dans l'ajout de la condition de réamorçage de l'arc (équation (16)) énoncée par Rizk et de la modification des constantes d'arcs.

Les deux modèles offrent le principal avantage d'être applicables quelle que soit la géométrie du dépôt de glace, mais restent toutefois limités à des isolateurs ayant des distances d'arc inférieures au mètre. Pour remédier à ce problème, les auteurs ont proposé une amélioration du modèle numérique mono-arc afin d'étendre le modèle à des distances d'arc allant jusqu'à deux mètres en prenant en compte la présence d'un deuxième arc électrique partiel s'établissant entre l'électrode de mise à la terre et la surface du dépôt de glace. Ce modèle est présenté plus en détails dans la section suivante.

II.3.5.3.2 Modèle bi-arc en CC et CA

Le modèle proposé [20] prend en compte la présence de deux arcs électriques partiels en contact avec la surface de glace et les électrodes métalliques, tel qu'illustré à la **Figure 22**. Ce modèle est basé en grande partie sur le modèle mono-arc développé par le même chercheur en utilisant également un incrément de tension, qui est encore applicable dans le cas où les arcs ont un seul pied d'arc en contact permanent avec une électrode métallique dont le potentiel est imposé (portée à la H.T. ou à la mise à la terre).

Le modèle a cependant été développé en émettant l'hypothèse que les deux arcs se propagent en respectant le même critère et qu'ils n'ont donc pas d'influence mutuelle l'un sur l'autre. N'étant pas un modèle dynamique proprement dit puisque la vitesse de propagation n'est pas prise en compte, les arcs se déplacent donc de façon identique lorsque leur critère respectif est validé. La seule différence entre les deux arcs réside dans le critère de ré-

allumage de l'arc qui est différent pour l'arc ascendant ou descendant, tel qu'exposé par Farzaneh et Chisholm [4].

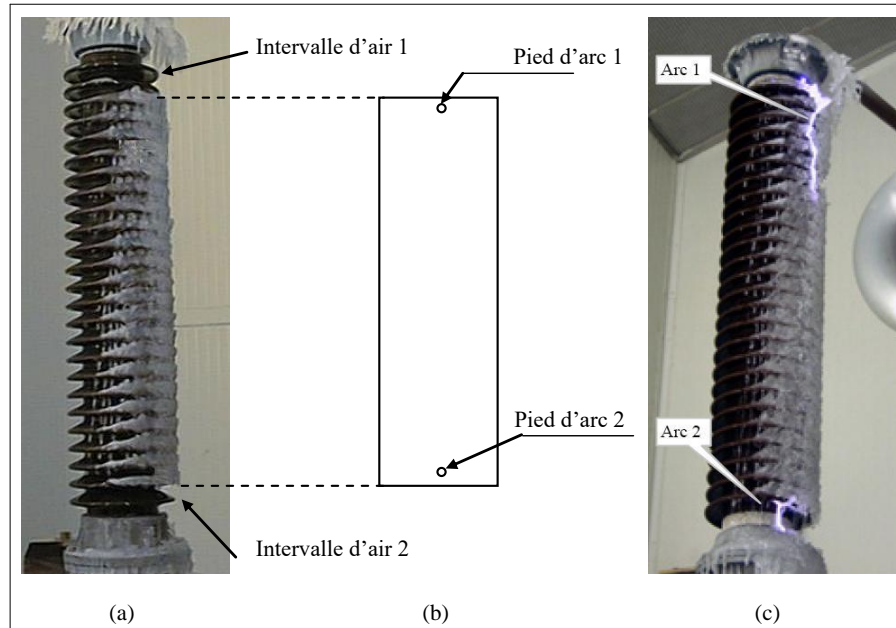


Figure 22: Modélisation en 2D du film d'eau recouvrant un isolateur de poste THT en présence de deux arcs électriques [20].

Le modèle numérique bi-arc a été validé pour des isolateurs de poste recouverts de glace de distance d'arc égale à deux mètres (Figure 22). Au delà de cette longueur, plusieurs arcs partiels sont présents et le modèle n'est donc plus applicable.

II.4 Conclusion de la revue de littérature

La revue de littérature a permis, en premier lieu, de mettre en évidence la complexité reliée à la prédiction de la tension de contournement des isolateurs recouverts de glace. Cette complexité est inhérente au processus de propagation de l'arc électrique à la surface d'une couche conductrice qui, dans le cas d'un dépôt de glace, est caractérisée par la présence d'un film d'eau conducteur généré par la fonte de la surface du dépôt de glace en période de fonte.

Pour les isolateurs de faible hauteur, de distances d'arc inférieures au mètre, les modèles prédictifs mono-arcs proposés, autant statiques que dynamiques, sont principalement tous basés sur le modèle mono-arc d'Obenaus qui constitue une assise solide pour ces derniers. Utilisant différents critères de propagation et de vitesse dont les principaux ont été présentés, ces modèles ont démontré une bonne concordance entre les résultats obtenus et les résultats expérimentaux.

Avec des distances d'arc supérieures au mètre, plusieurs arcs électriques peuvent être présents à la surface du dépôt de glace. Cela complexifie d'autant plus l'utilisation des modèles mono-arcs puisque qu'ils n'ont pas été conçus pour cela à l'origine. Cette difficulté a cependant été contournée par les modèles mathématiques prédictifs en utilisant judicieusement le modèle mono-arc d'Obenaus et en modifiant la formulation initiale de Wilkins. Ces modèles mathématiques, statique et dynamique, ont permis d'obtenir une bonne précision dans la prédiction de la tension critique de contournement mais ils restent cependant applicables à des géométries simples de dépôts de glace ou encore d'isolateurs. Cette contrainte géométrique a été cependant contournée par le développement d'un modèle numérique bi-arc

basé sur l'utilisation de la méthode des éléments finis. Ayant donné de bons résultats prédictifs, ce modèle n'est pas dynamique et ne peut prendre en compte que deux arcs électriques se propageant à la surface du dépôt de glace.

Malgré les progrès récents réalisés dans le développement de différents modèles prédictifs, autant mathématiques que numériques, cette revue de littérature a également permis de mettre en évidence les limitations principales de l'ensemble des modèles prédictifs développés jusqu'à ce jour. Ces dernières peuvent se résumer comme suit :

- La limitation des modèles mathématiques tient principalement au calcul de la résistance résiduelle qui, basée sur la formulation analytique de Wilkins initiale ou modifiée, ne peut être appliquée que pour des géométries simples de dépôts de glace, limitant ainsi considérablement l'applicabilité de ces modèles à des géométries plus complexes.
- Les modèles numériques, basés sur l'utilisation de la méthode des éléments finis, permettent de contourner la limitation des modèles mathématiques mais restent limités, pour les modèles dynamiques, aux isolateurs de faibles tailles où un arc électrique est présent.
- Tous les modèles dynamiques, autant numériques que mathématiques, ont été développés autour d'un seul critère de vitesse et dans plusieurs cas recensés, ont été simplifiés et ajustés en fonction des mesures expérimentales réalisées sous des conditions expérimentales particulières. Cela restreint ainsi l'applicabilité de ces

modèles à des cas proches de ceux utilisés pour les mesures et validations expérimentales.

Au regard des éléments présentés précédemment, il apparaît clairement qu'il n'existe pas, au meilleur de nos connaissances, un modèle prédictif qui soit en mesure de prédire la tension de contournement de n'importe quel type d'isolateurs recouverts de glace, quel que soit sa longueur, sa géométrie ou celle du dépôt de glace le recouvrant. Pour répondre à ce besoin, il est donc nécessaire de s'affranchir des limitations énoncées précédemment en proposant un modèle générique qui soit :

- Numérique afin de s'affranchir des contraintes géométriques liées au calcul de la résistance de fuite,
- Dynamique afin de pouvoir modéliser l'évolution temporelle des principaux paramètres du modèle comme le courant de fuite ou la vitesse de propagation de l'arc électrique,
- Indépendant du type d'implémentation des critères de propagation et de vitesse de l'arc,
- En mesure de prendre en compte la présence de plusieurs arcs électriques à la surface du dépôt de glace et en particulier, être en mesure de prendre en compte la vitesse propre de chacun de ces arcs,
- Versatile dans la mesure où un tel modèle générique pourrait être applicable également aux isolateurs pollués, cas très proches des isolateurs recouverts de glace.

La réponse à toutes ces contraintes est donc l'objet de la présente thèse qui vise donc à proposer un modèle prédictif générique, soit un modèle numérique dynamique multi-arcs, de le valider et de démontrer sa versatilité.

CHAPITRE 3

MODÈLE MONO-ARC NUMÉRIQUE

DYNAMIQUE

III. Modèle mono-arc numérique dynamique

III.1 Paramètres d'évaluation de la décharge

III.1.1 Distribution du champ électrique

Le champ électrique à la surface conductrice se calcule par la méthode des éléments finis en résolvant la forme locale de l'équation de Maxwell suivante :

$$-\nabla \cdot d(\sigma \mathbf{E} - \mathbf{J}_d) = d \frac{\partial \rho}{\partial t} \quad (30)$$

où d est l'épaisseur de la surface conductrice, σ est la conductivité électrique (S/m), \mathbf{J}_d est la densité de courant de déplacement, et ρ est la densité de charge totale (A/m³).

Le potentiel électrique au pied d'arc V_{ap} dans un champ électrique statique \mathbf{E} est déduit de l'équation suivante :

$$\mathbf{E} = -\nabla V_{ap} \quad (31)$$

Dans un plan à deux dimension où l'arc électrique est en contact avec la surface de glace, l'équation (30) se réduit à l'équation de Laplace (32) dont la distribution du courant et du potentiel électrique sur la surface conductrice est calculée par la résolution de l'équation suivante :

$$\nabla \cdot (-\sigma \nabla V) = 0 \quad (32)$$

où ∇V est l'intensité du champ électrique, et σ est la conductivité électrique.

III.1.2 La charge électrique

La charge électrique totale accumulée au pied d'arc s'estime par :

$$Q(x, t) = \sum q(x, t) = \sum C(x, t) V(x, t) \quad (33)$$

où $Q(x, t)$ représente la somme des charges $q(x, t)$ à chaque position de l'arc et $C(x, t)$ représente la capacité de l'intervalle non franchi par l'arc électrique.

La capacité à la tête du pied d'arc est calculée en se basant sur l'approximation sphérique suivante [96] :

$$C(x, t) = 4\pi\epsilon_0 r \cdot sh(\alpha) \sum_i^{\infty} [sh(\alpha)]^{-1} \quad (34)$$

avec

$$\cosh(\alpha) = \frac{L - x}{r(x, t)} \quad (35)$$

où L la longueur de l'isolateur et x , la longueur de l'arc.

Le rayon du pied d'arc est calculé selon la formulation empirique de Farzaneh *et al* [84] suivante :

$$r(x, t) = \sqrt{\frac{I(x, t)}{\beta\pi}} \quad (36)$$

avec $I(t)$ le courant dans l'arc et β un paramètre déterminé expérimentalement en fonction des conditions expérimentales [84].

III.1.3 La vitesse de propagation

L'aspect dynamique du modèle mono-arc est géré par l'implémentation du modèle de vitesse d'arc de Gallimberti présenté précédemment à la section II.3.2.1. Certaines approximations, au niveau de la longueur d'arc critique, ont été suggérées au fil des ans pour tenir compte de la dynamique de propagation de l'arc sur des surfaces de glace. Différentes simulations ont ainsi démontré que la formulation proposée par Gallimberti définie par l'équation (7) est en bon accord avec les données expérimentales[11][71]. Cependant, dans la plupart des recherches recensées, le modèle de calcul de Gallimberti utilise une valeur constante pour la charge électrique q au pied d'arc [97].

III.1.4 Résistance d'arc : modèle de Mayr

En ce qui concerne la résistance de l'arc, Mayr [97] propose un modèle pour représenter le comportement dynamique de l'arc, en supposant que l'arc peut être modélisé comme un cylindre de rayon constant r , et que la dissipation de l'énergie produite par effet Joule est due principalement à la conduction thermique.

En supposant que la conductivité thermique de l'arc et sa température sont constantes, il en résulte que N_c est constante [16][55][98][11]. L'approche proposée par Mayr peut ainsi être décrite comme suit :

$$\frac{d}{dt} \left[\ln \frac{1}{R_{arc}} \right] = \frac{1}{\tau} \left(\frac{V_{arc} I}{N_c} - 1 \right) \quad (37)$$

où V_{arc} et I représentent respectivement la chute de tension dans l'arc et le courant à travers l'arc. $\tau = 100 \mu s$ représente le facteur de déionisation qui est une constante temporelle de l'arc [99].

Pour les besoins de nos simulations, il a été décidé d'adopter des constantes vérifiées par différents chercheurs [100] [46] [100] [98] [101] [37] [48].

III.1.5 Résistance résiduelle

La résistance résiduelle de la surface conductrice de la glace, évaluée par la méthode des éléments finis, est calculée en fonction de la puissance électrique sur le volume de la couche conductrice par l'équation (38) qui prend en compte la présence du pied d'arc sur la surface .

$$R(r, t) = \frac{\int_V J_c E dV}{I(t)^2} \quad (38)$$

où J_c est la densité de courant de conduction et $I(t)$ le courant circulant dans l'arc.

III.2 Présentation de l'algorithme de calcul

Le modèle numérique dynamique est initialisé avec les valeurs de la tension appliquée V_{min} , la longueur de l'intervalle d'air x_0 et l'intensité du courant I_{min} [102] fixée à 20 mA, ce qui correspond à l'intensité moyenne observée lors de l'apparition des arcs électriques partiels de couleur blanche [103]. La tension appliquée initiale correspond à la tension minimale nécessaire au claquage de l'intervalle d'air donnée par la formule expérimentale de l'équation(29) [93] [94] [95]:

L'algorithme contient un module de développement de la géométrie de la surface d'un isolateur en 3D en une surface équivalente à deux dimensions selon la méthode AR [104] utilisée dans [39][105][8][106].

Le champ électrique dans l'arc E_{arc} (V/cm) est calculé suivant l'équation (11), où A et n prennent les valeurs présentées dans le **Tableau 4** et dépendent principalement de la nature de la tension appliquée, tandis que le pied d'arc est calculé par l'expression de l'équation (36).

Tableau 4: Paramètres utilisés dans les modèles de contournement

Paramètres		Tension continue de polarité positive CC+	Tension alternative CA
A		208.9	204,7
n		0,449	0,5607
$V_e(V)$		799	≈ 0
b		-	0,5277
k	k_1	-	1118 : arc descendant
	k_2	-	1300 : arc montant
B		0,648	0,875
α		0,082	0,0675
β		1,79	2,45

La **Figure 23** représente l'organigramme du modèle proposé.

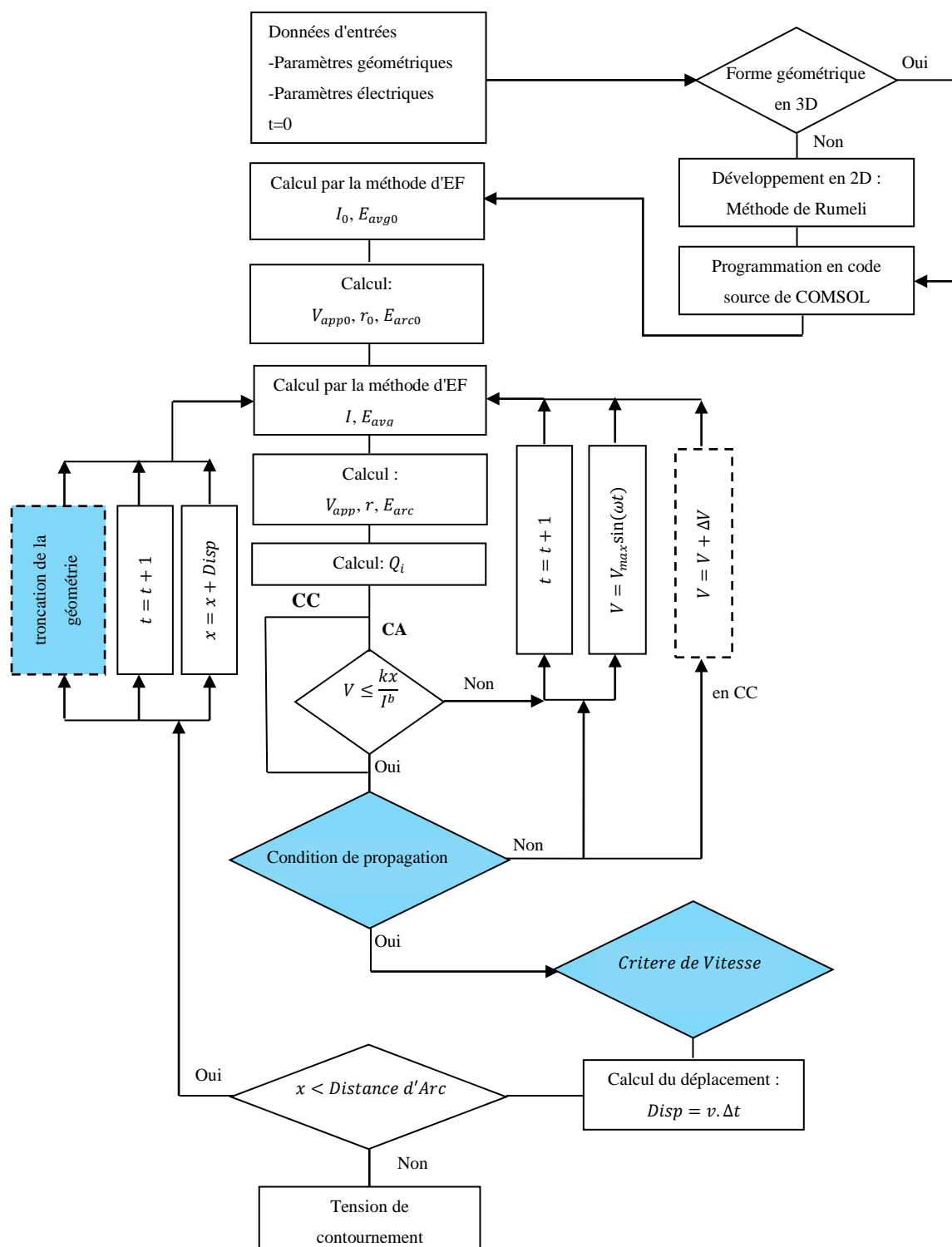


Figure 23 : Algorithme de calcul conçu pour le model numérique dynamique mono-Arc en CA et en CC

III.3 Présentation des résultats

Le phénomène de contournement des isolateurs recouverts de glace a fait l'objet d'un nombre important d'études qui ont permis de mettre en évidence les différents paramètres qui influencent en premier lieu le processus d'initiation des arcs électriques partiels le long d'intervalles d'air, en second lieu le processus de contournement tributaire de la distribution du potentiel le long de la couche de glace et de la propagation des arcs électriques partiels à la surface de la glace jusqu'au contournement.

III.3.1 Cas d'un isolateur de poste

La validation du modèle numérique dynamique prédictif proposé a été réalisée pour une tension alternative et comparée aux résultats expérimentaux issus de la littérature, obtenus pour un isolateur cylindrique simplifié et un isolateur de poste recouvert de glace [21]. Pour les deux modèles de tests expérimentaux, le dépôt de glace est considéré comme uniforme. Les distances d'arc utilisées étaient de 40, 80 et 103 cm pour trois conductivités différentes de l'eau, soit 30, 65 et 100 $\mu\text{S}/\text{cm}$. Pour la distance d'arc de 40 et de 80 cm, l'isolateur cylindrique a été utilisé, alors que pour la distance d'arc de 103 cm, c'est l'isolateur de poste en porcelaine de 119 cm qui a été utilisé.

Tous les paramètres utilisés dans notre modèle dynamique en CA, qui ont été déterminés expérimentalement dans des études antérieures [107], sont résumés dans le **Tableau 4**.

La longueur de l'arc initial a été fixé à 7% de la distance d'arc totale, tel que spécifié dans [16].

La comparaison des tensions de contournement obtenues expérimentalement et les résultats numériques issus de notre modèle dynamique sont présentés dans le **Tableau 5**.

Tableau 5 : Comparaison de la tension de contournement en CA obtenue numériquement et expérimentalement.

Conductivité ($\mu\text{S}/\text{cm}$)	Expérimental (kV_{eff})	Mathématique dynamique [16] (kV_{eff})	Numérique statique [20] (kV_{eff})	Numérique dynamique (kV_{eff})	Erreur relative
Distance d'arc de 40 cm					
30	48	55	47,8	49,6	3,3%
65	43	45	41,3	42,4	1,3%
100	40	38	37	37,5	6,2%
Distance d'arc de 80 cm					
30	86	91	83	93,3	8,5%
65	78	72,0	71,7	78,9	1,5%
100	74	63,9	63,9	68,6	7,2%
Distance d'arc de 103 cm					
30	106	112	102,1	114,8	8,3%
65	97	93,5	87,2	97,0	0%
100	92	84	79,5	86,5	5,9%

Les résultats présentés au **Tableau 5** et à la **Figure 24** démontrent un très bon accord entre les résultats expérimentaux et les résultats fournis par le modèle numérique dynamique avec une erreur maximale de 8,5% et moyenne de 4,7%. Cet écart peut être comparé à l'erreur relative maximale de 14,6% et l'erreur relative moyenne de 7,7% obtenues avec le modèle mathématique dynamique [16] et celles de 13,6% et 7,2% obtenues avec le modèle MEF statique pour les erreurs relative maximale et moyenne respectivement [20]. Ceci démontre que la mise en place du critère de vitesse de l'arc issu du modèle de Boudiou et Gallimberti dans le modèle FEM statique améliore la précision du modèle numérique et permet une meilleure prédiction. Les résultats démontrent aussi que la méthode numérique est avantageuse par rapport aux modèles mathématiques.

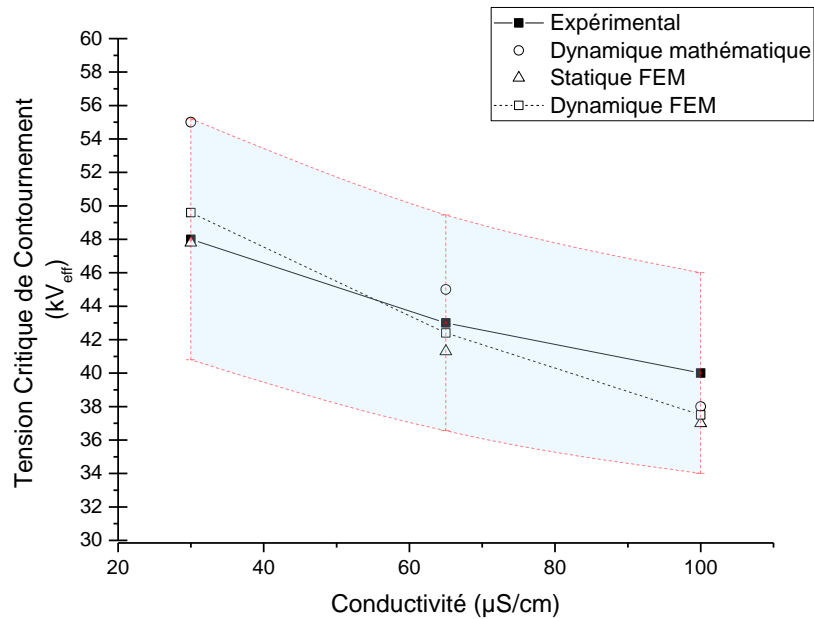


Figure 24: Comparaison entre différents modèles de prédiction : isolateur cylindrique de 40cm.

En ce qui concerne la vitesse de propagation, la bonne concordance entre les résultats issus du modèle numérique et les résultats expérimentaux permet par la même occasion de valider l'implémentation du modèle de vitesse de propagation utilisé.

Dans un premier temps, les résultats permettent de mettre en évidence le fait que pour une même distance d'arc, la vitesse de propagation de l'arc augmente avec la conductivité de l'eau d'accumulation; ce qui est en accord avec plusieurs résultats issus de la littérature [11] [108].

Afin de mieux visualiser le processus de contournement et de propagation, la **Figure 25** et la **Figure 26** présentent respectivement l'évolution de la vitesse de l'arc et le courant de fuite en fonction du temps, obtenu pour un cylindre de glace de 80 cm.

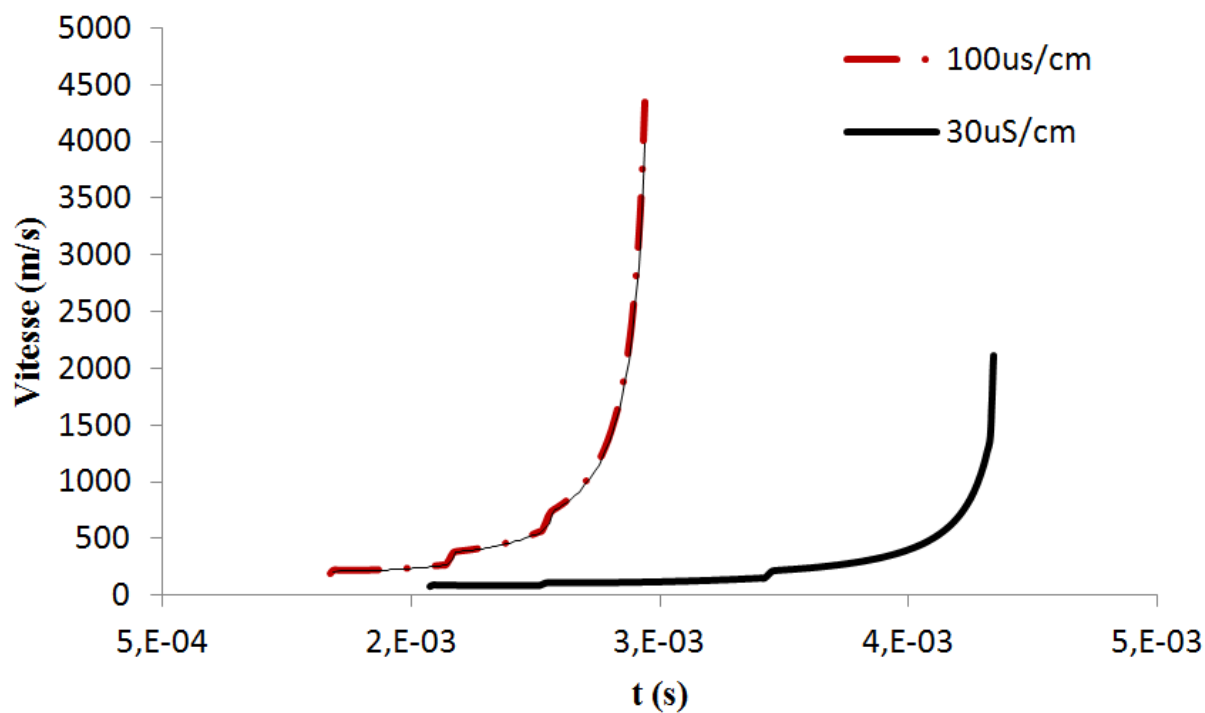


Figure 25 : Évolution de la vitesse de l'arc obtenue pour un cylindre de glace de 80cm.

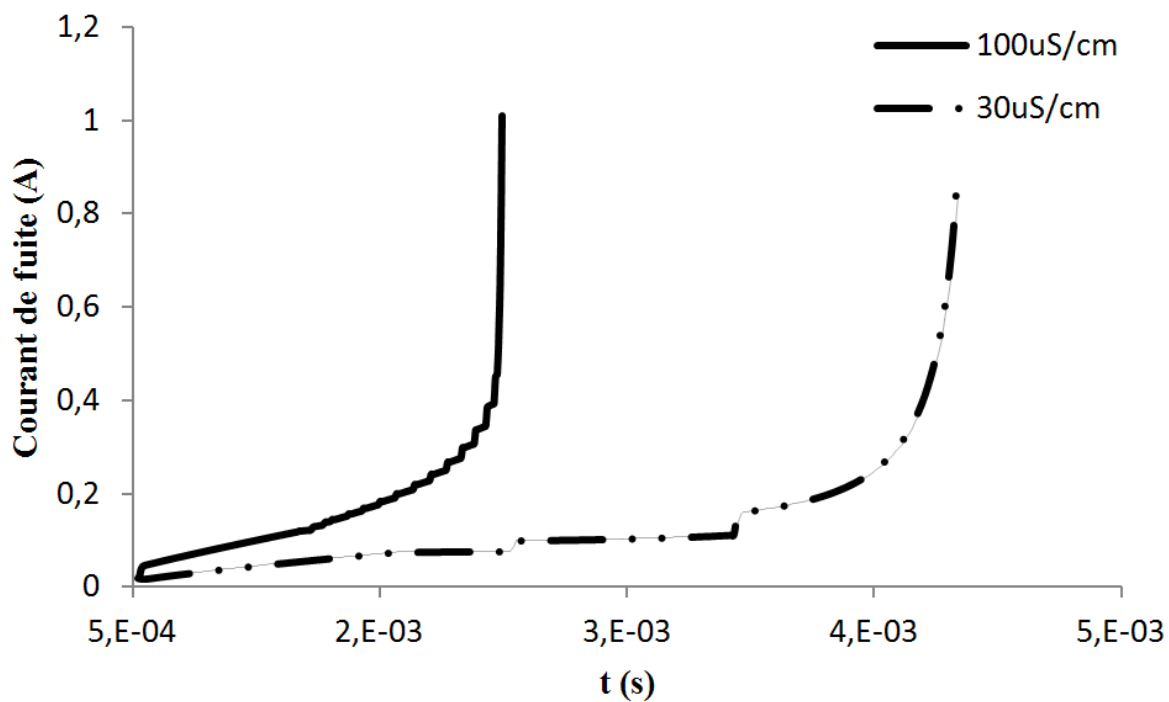


Figure 26 : Évolution du courant de fuite obtenue pour un cylindre de glace de 80cm.

Dans un second temps, les résultats obtenus permettent de mettre en évidence les différentes étapes de propagation de l'arc électrique à la surface de la glace. Cette évolution se caractérise par une première phase, la phase de propagation, pour laquelle la vitesse et le courant de fuite croissent lentement jusqu'à atteindre une soudaine augmentation importante, caractéristique du saut final qui complète la seconde phase. En effet, il est possible d'observer une diminution de la durée de la phase de propagation et une augmentation de la vitesse dans le saut final avec l'augmentation de la conductivité de l'eau d'accumulation. Ces résultats sont en accord avec les différents résultats issus de la littérature [108] [11].

Enfin, les ordres de grandeur des vitesses et de courant obtenues sont en accord avec celles issues de la littérature, même si ces dernières sont peu nombreuses. Ainsi, d'après Farokhi, la vitesse de propagation de l'arc lors du saut final ne dépasse pas quelques milliers de m/s [108].


III.3.2 Cas d'un isolateur de type chaîne standard IEEE

Cette étude consiste également à valider le modèle mono-arc numérique dynamique en le comparant avec les résultats expérimentaux issus de la littérature. La validation s'appuie sur le fait que la conductivité est un facteur majeur qui influe la tension critique de contournement.

Les conductivités de l'eau d'accumulation utilisées permettent de simuler les différents niveaux de contaminations en condition de givrage naturel [50] .

Le **Tableau 6** et la **Figure 27** présentent les résultats de simulation d'un isolateur de type chaîne standard IEEE de 80,9 cm de distance d'arc et recouvert de 2 cm d'épaisseur de glace supposée uniforme.

Tableau 6 : Comparaison entre la tension de contournement obtenue numériquement et les résultats expérimentaux en fonction du niveau de contamination.

	σ ($\mu\text{S}/\text{cm}$)	Distance d'arc (m)	Expérimental [50] (kVeff)	Dynamique numérique (kVeff)	Erreur relative (%)
	10	0,809	82	84,8	3,4
	20		79	83,8	6
	40		73	68,9	9,3
	80		65	65,4	<1
	150		58	59	<1

L'erreur relative moyenne ainsi obtenue ne dépasse pas le 4 % avec une valeur maximale à 9,3%. Il est également intéressant d'observer que pour une conductivité de 80 $\mu\text{S}/\text{cm}$, l'erreur relative reste inférieure à 1 %. Ces résultats permettent donc d'affirmer la validité du modèle numérique dynamique ainsi développé.

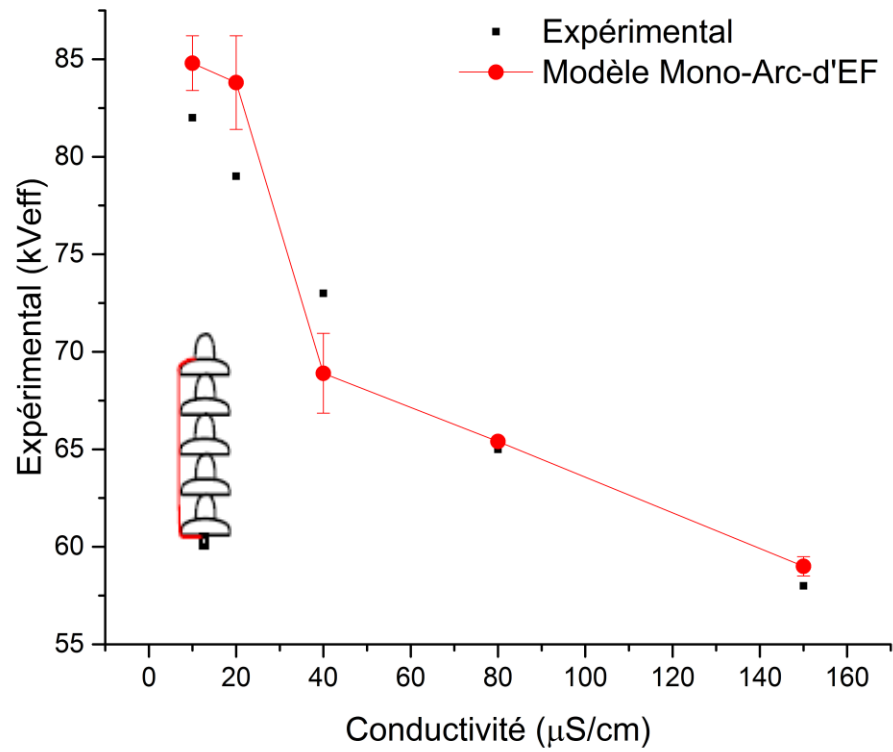


Figure 27: Comparaison entre le modèle mono-arc dynamique numérique et les résultats expérimentaux en fonction de niveau de contamination.

III.3.3 Étude comparative des différentes conditions de propagation de l'arc à la surface de la glace en CA

L'implémentation du critère de vitesse dans le modèle numérique initial [21] a permis d'améliorer la précision de ce dernier, tel que démontré dans la section précédente. Cependant, il peut être intéressant de vérifier la sensibilité du modèle numérique dynamique à différents critères de propagation. Cette étude vise à vérifier la versatilité de notre approche de modélisation et à explorer l'influence de ces critères sur les résultats de prédiction. Pour ce faire, il a été décidé de comparer l'implémentation des cinq critères de propagation suivant : le critère d'Hampton (équation(2)) [92], d'Hesketh (équation(3)) [45], de Wilkins (équation(4)) [9], de Ghosh (équation(5)) [54] et de Dhahbi et Beroual (équation(6)) [55].

Les résultats obtenus, présentés à la **Figure 28** et dans le **Tableau 7**, démontrent que l'écart maximal de la tension prédite calculée par rapport aux différents critères de propagation, respecte la marge d'erreur acceptable qui est 15 %.

Il est également possible d'observer que l'erreur relative diminue à mesure que la distance d'arc augmente.

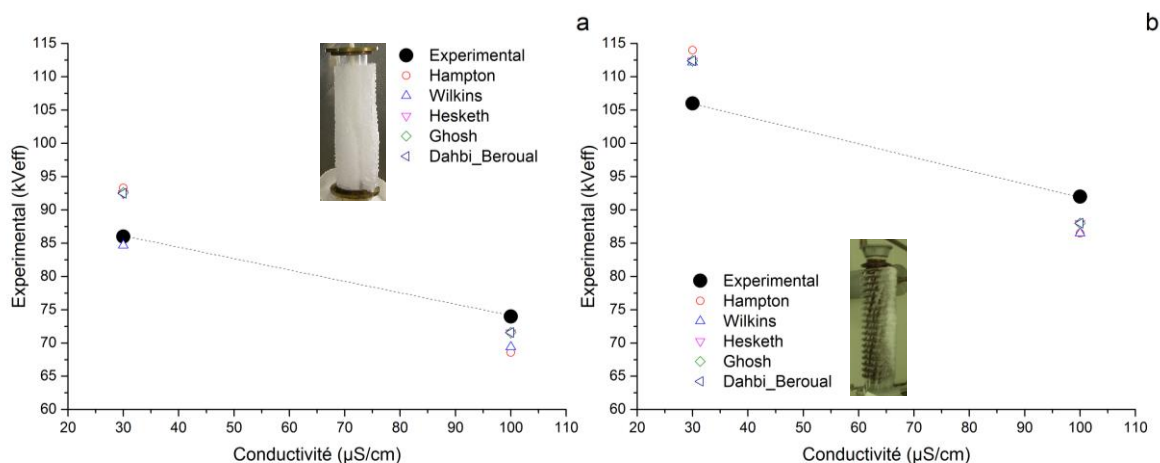


Figure 28 : Comparaison des différents critères de propagation en fonction de la distance d'arc et du niveau de contamination.

Les résultats du **Tableau 7** démontrent également que les critères d'Hesketh, de Wilkins et de Dhahbi-Beroual permettent d'obtenir une prédiction sensiblement meilleure que celle obtenue avec le critère d'Hampton et le critère de Ghosh.

Tableau 7 : Comparaison de la tension de contournement en CA en fonction des différents critères de propagation.

Conductivité ($\mu\text{S}/\text{cm}$)	Expérimental (kV_{eff})	Hampton (kV_{eff})	Wilkins (kV_{eff})	Hesketh (kV_{eff})	Ghosh (kV_{eff})	Dahbi_Beroual (kV_{eff})
Distance d'arc de 40 cm						
30	48	49,6	49,5	49,5	50,8	49,5
100	40	37,5	38,3	38,3	37,1	38,3
Distance d'arc de 80 cm						
30	86	93,3	84,7	92,5	92,6	92,5
100	74	68,6	69,4	71,6	71,6	71,6
Distance d'arc de 103 cm						
30	106	114	109,8	109,8	109,8	109,8
100	92	86,5	87,5	87,5	87,6	87,6

III.3.4 Étude de l'influence de la troncature de la géométrie en CA

La méthode de modélisation par troncature de la géométrie a été adoptée par plusieurs auteurs [41][40][18][19][109]. Dans ces travaux, la troncature se manifeste autant dans les modèles mathématiques par l'utilisation de la formulation de la résistance résiduelle [18][19][109] que dans les modèles numériques par la troncature de la géométrie du dépôt de glace [41][40]. Dans les différents modèles, la troncature permet de ne pas tenir compte de la partie de la couche de glace en amont du pied d'arc, tel qu'illustré à la **Figure 29-b**.

Afin d'étudier l'influence de la troncature de la géométrie sur les résultats du modèle numérique, un isolateur cylindrique de 80cm de distance d'arc avec une conductivité d'eau d'accumulation de 30 $\mu\text{S/cm}$ présentant une tension de contournement expérimentale de 86kV a été utilisé. Les différentes simulations ont été réalisées avec les différents critères de propagation utilisés dans la section précédente, permettant également de vérifier l'influence conjointe de ces critères et de la troncature de la géométrie sur les résultats de prédiction du modèle numérique dynamique.

Il convient de noter que pour chaque incrément de la longueur d'arc, la partie de l'isolateur en court-circuit est éliminée, tel que présenté à la **Figure 29-b**. Les résultats comparatifs obtenus sont présentés au **Tableau 8** et à la **Figure 30**.

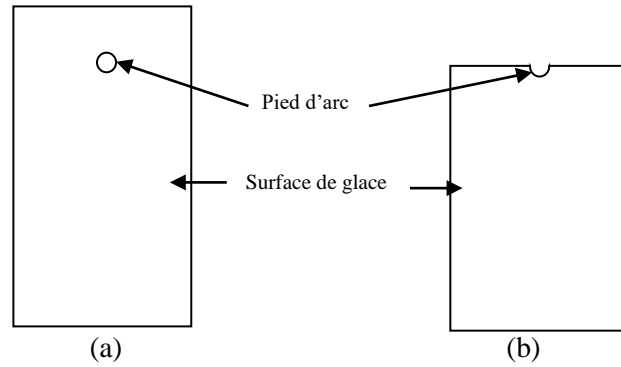


Figure 29 : Illustration de la géométrie d'un dépôt de glace non tronquée (a) et tronquée (b).

Tableau 8 : Comparaison de la tension de contournement en CA du modèle tronqué et non tronqué en fonction de divers critères de propagation.

Tension critique de contournement (kV_{eff})	Hampton	Wilkins	Hesketh	Ghosh	Dahbi_Beroual
Géométrie non tronquée	93,3	84,7	92,5	92,6	92,5
Géométrie tronquée	98,7	96,6	95,5	96,9	96,6

La modélisation par troncature de la géométrie de l'isolateur montre que l'erreur relative maximale sur la prédiction de la tension de contournement, indépendamment du critère de propagation, est plus élevée par rapport à une géométrie non tronquée. Cette différence importante provient principalement du fait que la troncature du modèle géométrique proposée ne permet pas de prendre en compte les lignes de courant situées en amont du pied d'arc et donc de ne pas calculer correctement la résistance de fuite en série avec l'arc. Cela justifie ainsi l'écart important de l'erreur relative de prédiction de la tension de contournement par rapport à la méthode sans troncature.

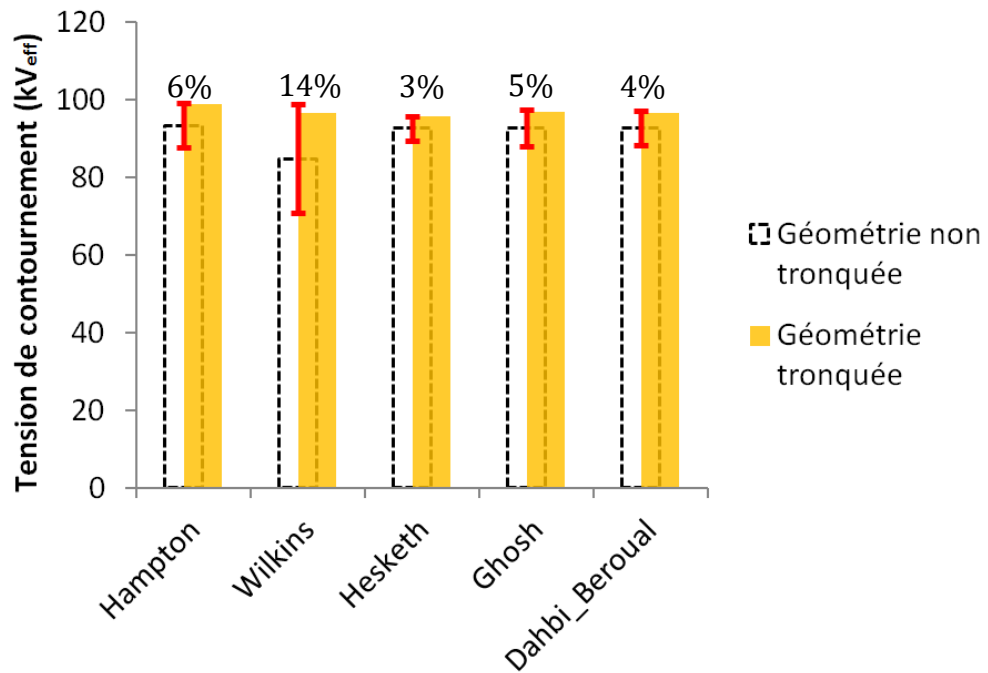


Figure 30: Comparaison des résultats de simulation pour une géométrie tronquée et non tronquée.

La **Figure 30** démontre que les différents critères de propagations sont sensibles à la méthode de simulation par troncature. L'écart moyen de cette sensibilité s'estime à 5,7kV, ce qui se traduit par une augmentation de 6,6% au niveau de l'erreur relative de prédiction.

III.3.5 Étude comparative des différents modèles de vitesse en CA

Tel que démontré dans les sections précédentes, le modèle numérique initial a été rendu dynamique par l'implémentation du critère de Gallimberti, critère ayant permis d'améliorer la précision du modèle numérique, tel que démontré à la section III.3.1 et III.3.2. Dans cette partie, il a été décidé d'implémenter d'autres critères de vitesses afin de vérifier l'influence de ces derniers sur la sensibilité du modèle numérique dynamique mono-arc. Pour

ce faire, les critères de vitesse proposés par Beroual (équation(8))[15] et par S.Anjana et C.S Lakshminarasimha (équation(9)) [46] [76] ont été sélectionnés.

Les résultats comparatifs obtenus avec ces deux critères et le critère de Gallimberti utilisé initialement sont présentés dans le **Tableau 9** et à la **Figure 31**. Les résultats numériques ont été comparés aux résultats expérimentaux issus de la littérature, tel que décrit précédemment, en fonction de différentes distances d'arc de l'isolateur et différentes conductivités du film d'eau [107].

Tableau 9 : Comparaison des résultats en fonction de divers critères de vitesse.

Conductivité ($\mu\text{S}/\text{cm}$)	Expérimental [8] (kV_{eff})	Critère de Beroual	Critère de Gallimberti	Critère de S.Anjana et C.S Lakshminarasimha	Erreur relative		
					Beroual	Gallimerti	S.Anjana et C.S Lakshminarasimha
Distance d'arc de 40 cm							
30	48	53,5	49,6	51,4	11,4%	3,3%	7%
65	43	50,6	42,4	49,1	17,6%	1,4%	9%
100	40	50,6	37,5	41,8	26,5%	6,2%	4,5%
Distance d'arc de 80 cm							
30	86	90,7	93,3	91,7	5,4%	8,4%	6,6%
65	78	88,3	78,9	84,5	15,8%	1,1%	8,3%
100	74	89,4	68,6	89,3	20,8%	7,2%	20,6%
Distance d'arc de 103 cm							
30	106	102,6	114,8	123	3,2%	8,3%	16%
65	97	92,2	97,0	101,8	4,9%	0%	4,9%
100	92	94,1	86,5	115,7	2,2%	6%	25,7%

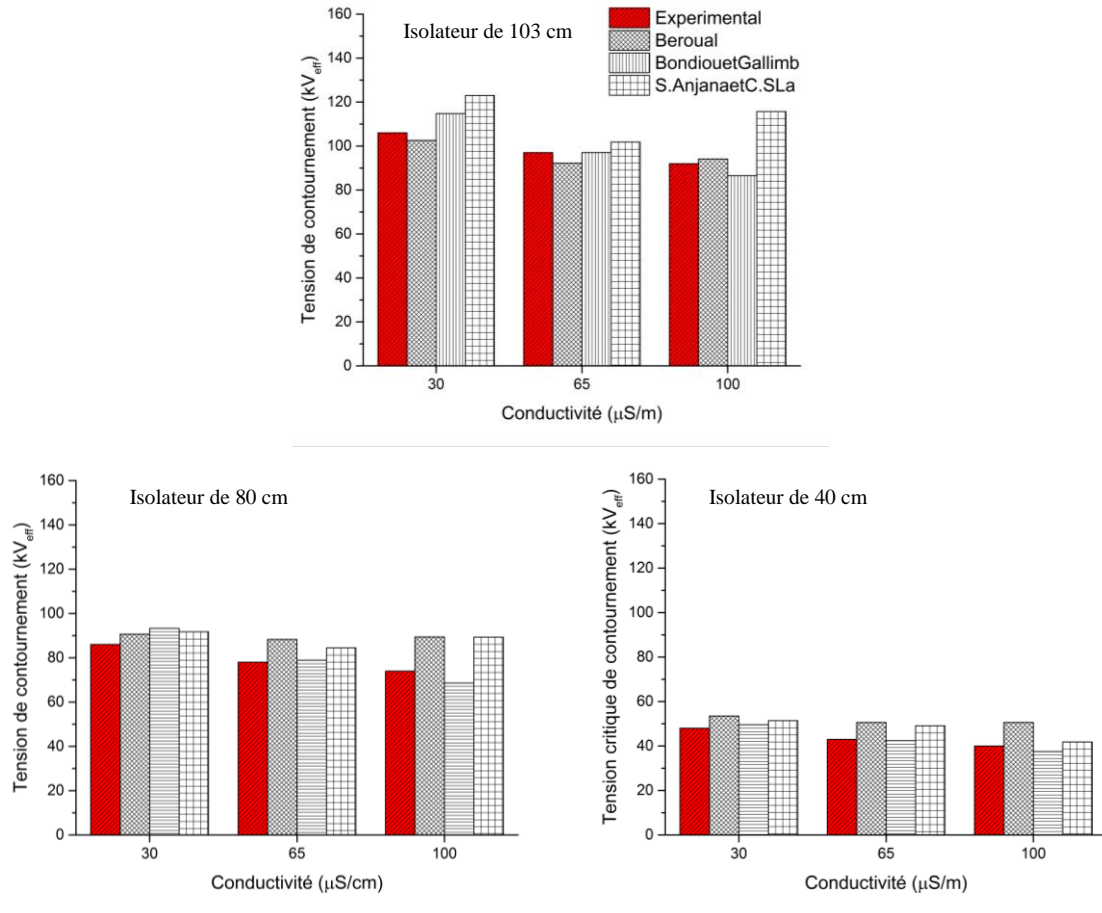


Figure 31 : Illustration des résultats de prédiction de la tension de contournement en fonction des différents critères de vitesse et de différentes distances d'arc.

D'après les résultats du **Tableau 9** et de la **Figure 31**, le critère de vitesse de Gallimberti a permis d'obtenir de meilleurs résultats au niveau de la prédiction de la tension de contournement avec une erreur relative moyenne de 4,6%, contre 12% obtenue avec le critère de Bérroual et 11,4% avec le critère S.Anjana et C.S Lakshminarasimha.

Les différents résultats obtenus permettent ainsi de valider le choix initial du critère de vitesse proposé par Gallimberti comme critère principal. Ce critère sera donc retenu afin de compléter notre modèle numérique générique de prédiction de la tension de contournement.

III.4 Versatilité du modèle numérique dynamique mono-arc

III.4.1 Application à des isolateurs standards de types capot-et-tige (cap-and-pin) pollués

Les sections précédentes ont permis de démontrer et de valider le modèle numérique dynamique pour un arc électrique présent à la surface de la couche de glace recouvrant des isolateurs de différentes longueurs et géométries. Étant donné que la couche de glace est une forme sévère et particulière de pollution atmosphérique, il a été décidé de vérifier l'applicabilité de notre modèle numérique au domaine des isolateurs pollués. Cela permettra ainsi de vérifier la versatilité de notre modèle numérique prédictif et sa capacité à déterminer la tension de contournement de différents types d'isolateurs, de ligne ou de poste et ce, sous différentes conditions atmosphériques.

Dans le cas des isolateurs pollués, la formulation de Wilkins permettant de calculer, avec les modèles mathématiques prédictifs, la résistance résiduelle de la couche de glace en série avec l'arc ne peut être utilisée. Cette dernière n'est pas adaptée à des géométries complexes puisqu'elle se limite principalement aux formes rectangulaires [6][109][39]. Pour surmonter cette limitation géométrique, Rumeli a proposé une méthode pour développer la géométrie d'un isolateur 3D en une surface équivalente en 2D, appelée le modèle *AR* [63][105][39][106][8].

Il a donc été décidé d'appliquer notre modèle numérique dynamique à une géométrie développée (modèle *AR*) d'un isolateur de ligne uniformément pollué. Les résultats fournis par notre modèle numérique dynamique ont été ensuite comparés aux résultats théoriques et expérimentaux issus de la littérature [65][9][110][111][112][101][105][39]. Le **Tableau 10**

résume les différentes valeurs des constantes utilisées dans le modèle dynamique numérique CA / CC qui ont été extraites de la littérature [113].

Tableau 10 : Paramètres de simulation dans un environnement pollué

Paramètres	Tension Alternative	Tension continue
A	360	360
N	0,59	0,59
V_e	0	900V
β	1,45	-
B	0,526	-
k	716	-

La différence obtenue entre les différentes constantes provient des facteurs physiques liés aux polluants et à l'atmosphère autour de l'arc qui diffèrent de la glace.

Le modèle numérique dynamique a été validé en utilisant les résultats expérimentaux et théoriques, obtenus par différents auteurs cités précédemment, pour deux types d'isolateurs standards de type capot-et-tige (cap-and-pin), soit un modèle 7K3 (**Figure 32_a**) et un modèle BSFT9336 (**Figure 32_b**).

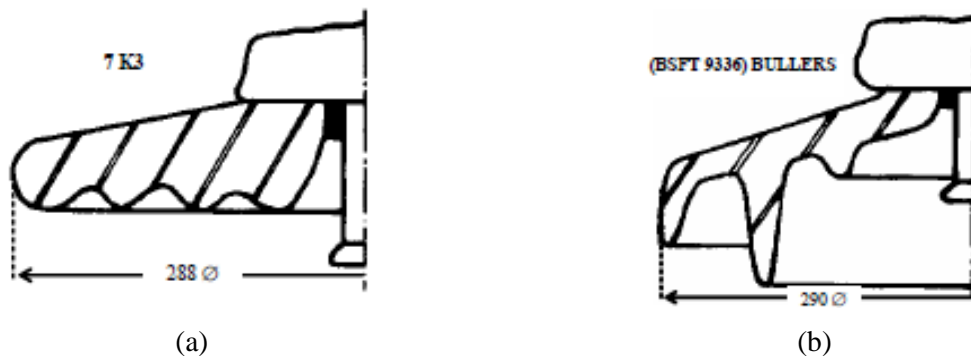


Figure 32 : géométrie des isolateurs de type capot-et-tige [105][111].

III.4.2Présentation des résultats

La **Figure 33** présente la modélisation par éléments finis de la géométrie développée des isolateurs de la **Figure 32** utilisée pour les simulations numériques de la distribution des surfaces équipotentiellles.

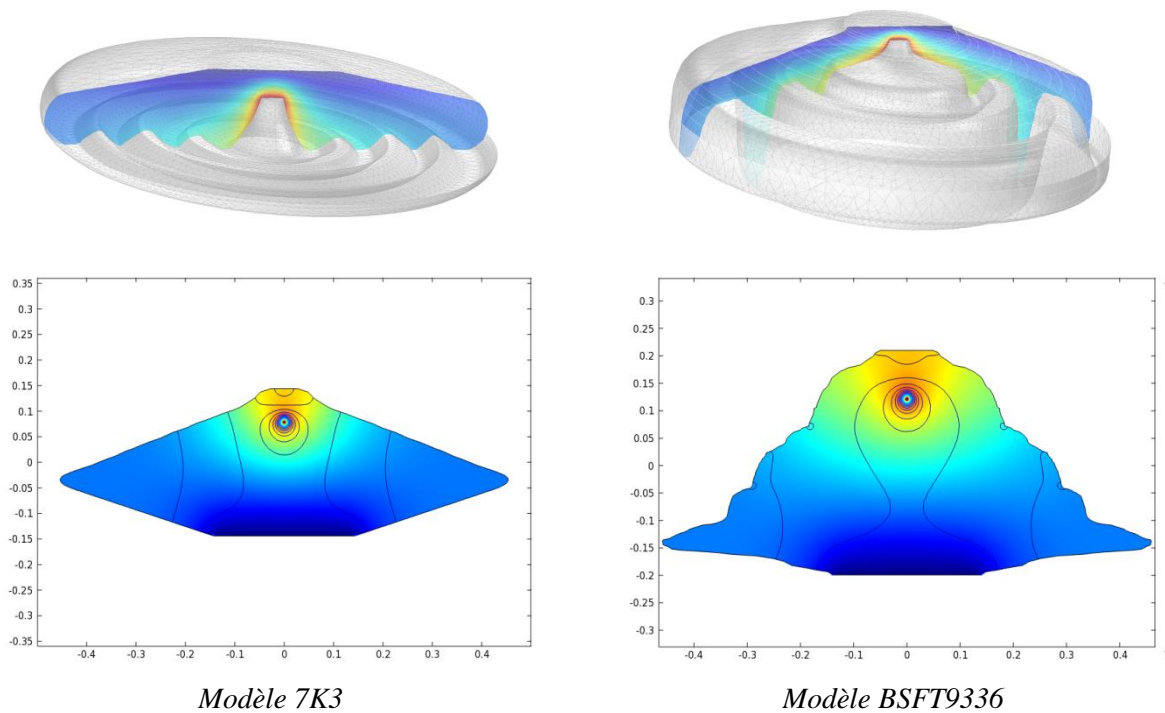


Figure 33 : Distribution de surfaces équipotentiellles obtenues pour les géométries développées des isolateurs de type capot-et-tige 7k3 et BSFT9336.

Pour la validation du modèle en CC, une chaîne de sept isolateurs de type 7K3 (**Figure 32-a**) a été utilisée pour les essais expérimentaux. Les résultats numériques ont été comparés également aux résultats issus des modèles mathématiques statiques et dynamiques [65][9][110][112][105]. La comparaison des différents résultats est représentée dans la **Figure 34**.

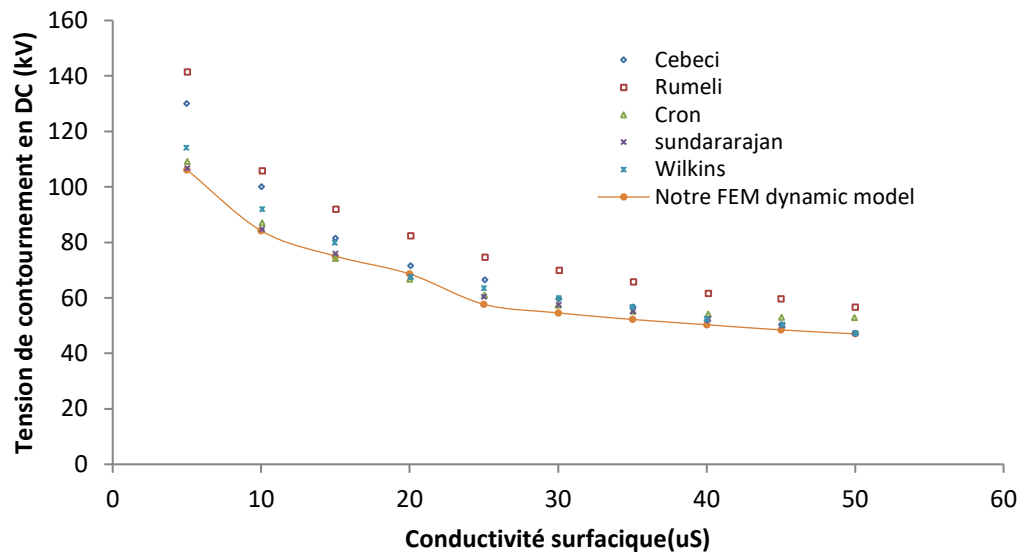


Figure 34 : Comparaison de la tension de contournement pour une chaîne de neuf isolateurs de type 7K3.

Les résultats obtenus montrent que le modèle numérique dynamique proposé présente une très bonne précision par rapport aux autres modèles de prédictions et aux résultats expérimentaux. Le modèle numérique présente une erreur relative moyenne de 5,1% par rapport aux résultats expérimentaux de Von Cron. Les résultats obtenus peuvent également être comparés au modèle le plus précis développé par Sundararajan et au modèle de Wilkins à une erreur relative moyenne de 5% et de 3% respectivement. Ces résultats permettent ainsi de valider le modèle proposé en CC.

Concernant la validation en CA, une chaîne d'isolateurs de neuf unités de type *BSFT9336* (**Figure 32-b**) a été utilisée afin de comparer les résultats de simulation avec les résultats expérimentaux et ceux obtenus avec les autres modèles de prédiction [39][111][110]. Les résultats présentés dans la **Figure 35** démontrent également un bon accord entre le modèle

proposé et les résultats expérimentaux avec une erreur relative moyenne de 3,6% et 5,6% par rapport aux résultats expérimentaux fournis par Nasser et Rumeli respectivement.

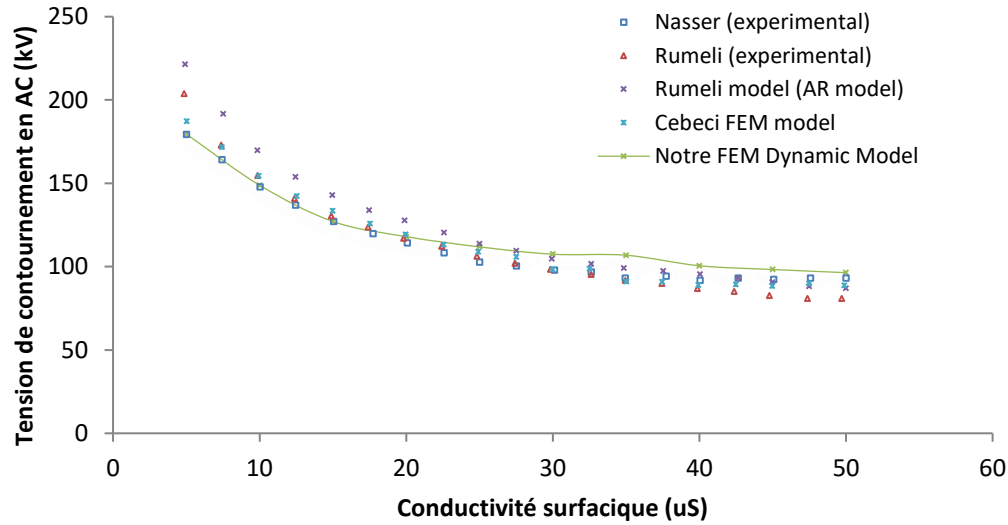


Figure 35 : Comparaison de la tension de contournement pour une chaîne de neuf isolateurs de type *BSFT9336*.

Dans cette étude, l'applicabilité du modèle numérique dynamique mono-arc au domaine des isolateurs pollués en CA et en CC a été étudié. Les résultats numériques relatifs à la prédiction de la tension de contournement ont démontré une très bonne concordance avec les résultats expérimentaux issus de la littérature ainsi qu'une amélioration notable de la précision obtenue par rapport aux autres modèles mathématiques prédictifs. Les simulations sur des isolateurs de ligne présentés précédemment ont permis de prédire la tension de contournement avec une erreur relative moyenne maximale de 5% en CC et de 5,6% en CA.

III.5 Conclusion

Ce chapitre a présenté les différentes étapes ayant conduit au développement d'un modèle numérique dynamique mono-arc versatile applicable autant aux isolateurs recouverts de glace qu'aux isolateur pollués. À cet effet, plusieurs études comparatives ont été réalisées afin de choisir les critères les mieux adaptés au modèle numérique en terme de propagation et de vitesse en utilisant ceux proposés dans la littérature.

L'étude comparative des différents critères de propagation a permis de conclure que les résultats obtenus avec le critère d'Hampton, utilisé dans le modèle numérique initial mono-arc statique, sont plus précis et plus stables indépendamment du mode d'incrémentation et de la nature de la tension appliquée. De plus, ce critère est parfaitement adapté à l'algorithme utilisant l'incrément en tension de par sa facilité d'implémentation.

Pour ce qui est de l'étude comparative des différents modèle de vitesse de propagation, cette dernière a permis de conclure que le modèle de vitesse de Gallimberti offre de meilleurs résultats au niveau de la prédiction de la tension de contournement avec une erreur relative moyenne de 4.6%. Cela représente une amélioration significative par rapport au modèle numérique mono-arc initial non dynamique ainsi que par rapport au modèle mono-arc dynamique mathématique qui présentaient respectivement une erreur relative moyenne de 7,2% et 7,7%.

Également, il a été démontré que la troncature de la géométrie, tel qu'utilisée par certains chercheurs, entraîne une augmentation de l'erreur relative de prédiction comparée à une géométrie non tronquée, en plus d'être plus complexe à implémenter. Cette différence s'exprime principalement par le fait que la troncature de la géométrie, identique à l'approche

analytique proposée par Wilkins, ne permet pas de prendre en compte les lignes de courant en amont du pied d'arc, résultant en une moins bonne détermination de la résistance de fuite et influençant ainsi les résultats de prédiction de la tension de contournement.

Finalement, l'application du modèle numérique dynamique mono-arc aux isolateurs pollués a démontré une très bonne concordance avec les résultats issus de la littérature, autant analytiques qu'expérimentaux, démontrant ainsi la versatilité de l'approche numérique dynamique proposée.

CHAPITRE 4

MODÈLE BI-ARCS NUMÉRIQUE DYNAMIQUE

IV. Modèle bi-arcs numérique dynamique

Le présent chapitre présente le modèle de prédiction de la tension de contournement en CA destinés aux isolateurs de poste en très haute tension THT (**Figure 22**) avec des distances d'arc supérieures à un mètre. Pour une telle longueur, au moins deux intervalles d'air le long de la surface de la glace peuvent apparaître, conduisant par conséquent, à l'apparition du même nombre d'arcs électriques partiels [50].

Le modèle ainsi proposé porte sur l'extension du modèle numérique dynamique mono-arc présenté aux sections précédentes à une configuration présentant deux arcs en série avec la résistance résiduelle de la couche de glace. L'hypothèse de départ, telle qu'utilisée dans le modèle initial statique bi-arcs [20], est que les deux arcs électriques partiels ont chacun un pied en contact avec la couche de glace, l'autre étant respectivement en contact avec l'électrode THT et l'électrode de mise à la terre.

La modélisation, dans notre étude, adopte le même mode d'incrémentation en tension que celui en mono-arc dynamique, où l'existence d'un pied d'arc supplémentaire est prise en compte (Figure 22). De ce fait, ce modèle est en mesure de prédire la tension de contournement pour des isolateurs de poste standards atteignant les deux mètres de distance d'arc [50].

IV.1 Présentation de l'algorithme de calcul

La simulation a été également réalisée en 2D où deux arcs électriques partiels sont déjà établis le long de l'isolateur. Cela nécessite donc d'initialiser les longueurs des arcs, respectivement nommés *Arc1* et *Arc2* (**Figure 22**), en plus du courant de fuite et de la tension source minimale qui amorce l'apparition des deux arcs [102][94][114][103].

Pour les deux pieds d'arcs en contact avec la couche de glace, qui sont modélisés par des surfaces équipotentielles, les conditions aux limites suivantes sont appliquées :

$$V_{app1} = V_{source} - x_1 E_{arc1} \quad (39)$$

$$V_{app2} = x_2 E_{arc2} \quad (40)$$

Où V_{app1} et V_{app2} sont les potentiels appliqués aux pieds d'arcs 1 et 2 respectivement (V), x_1 et x_2 sont les longueurs des arcs partiels 1 et 2 respectivement (m) et V_{source} est la valeur maximale de la tension source appliquée (V).

La **Figure 36** présente l'organigramme de la modélisation dynamique numérique en bi-arcs.

À l'aide de COMSOL, le courant de fuite I est calculé en intégrant la densité de courant suivant une ligne qui se localise à égale distance entre les deux pieds d'arcs.

La condition de réamorçage de l'arc, selon l'inégalité de Rizk [7] (équation (41)) modifiée qui prend en compte l'existence de deux arcs qui se propagent en sens contraire le long de l'isolateur, est la suivante [50] :

$$V_{source} \leq \frac{1}{I^b} (k_1 x_1 + k_2 x_2) \quad (41)$$

où k_1 et k_2 sont les constantes de réamorçage de l'arc.

Aussi longtemps que l'inégalité de l'équation (41) n'est pas validée, la tension V_{source} s'incrémente. Si l'arc se réamorce, le critère de propagation choisi sera vérifié. Dans l'affirmatif, le premier arc descendant se propage vers le bas de l'isolateur et le deuxième arc ascendant se propage vers le haut avec une vitesse déterminée à l'aide du modèle de vitesse de Gallimberti, tel qu'utilisé dans le modèle mono-arc dynamique présenté précédemment. Dans la situation contraire, la tension source V_{source} est augmentée. Le déroulement de cette simulation s'arrête lorsque les deux arcs se touchent.

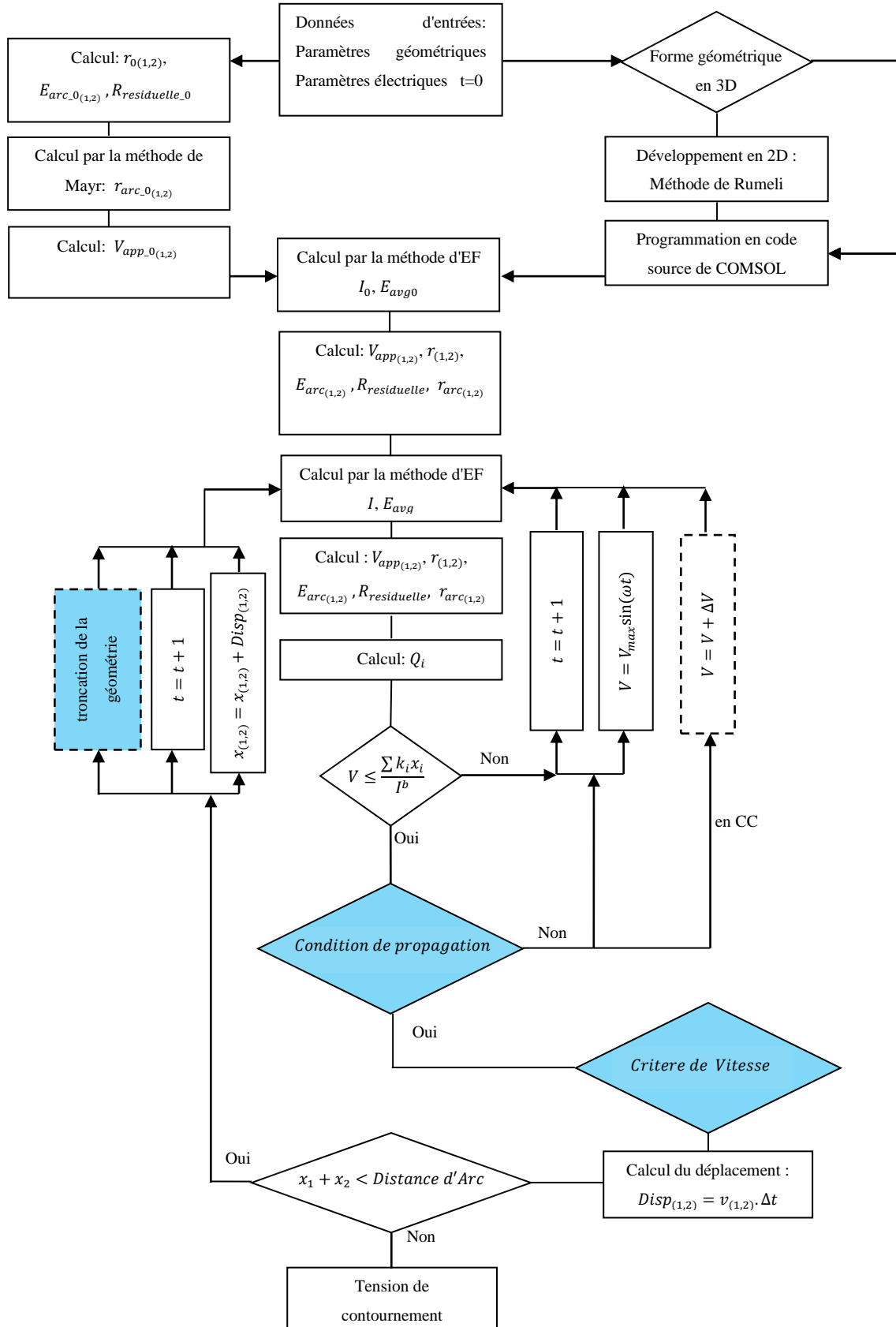


Figure 36 : Algorithme de calcul utilisé pour le model numérique dynamique bi-Arc en CA

IV.1 Présentation des résultats

La validation du modèle numérique dynamique bi-arcs est basée sur les résultats expérimentaux issus de la littérature et réalisés sur deux isolateurs recouverts de glace ayant respectivement des distances d'arc de 139 cm et 202 cm avec une conductivité d'eau d'accumulation de 80 $\mu\text{S}/\text{cm}$ [20][50].

IV.1.1 Prédiction de la tension de contournement en CA

Le **Tableau 11** présente la comparaison entre les résultats de simulation et les résultats expérimentaux ainsi que les différentes erreurs relatives.

Tableau 11 : Validation des résultats de la tension critique de contournement du modèle bi-arcs en CA obtenus pour accumulation d'épaisseur de 2cm réalisée avec une conductivité d'eau d'accumulation de 80 $\mu\text{S}/\text{cm}$.

Conductivité ($\mu\text{S}/\text{cm}$)	Expérimental (kV_{eff})	Modèle numérique bi-arcs statique (kV_{eff})	Modèle numérique bi-arcs dynamique (kV_{eff})	Erreur relative (modèle statique) (%)	Erreur relative (modèle dynamique) (%)
Distance d'arc = 139 cm					
80	120	113,0	124,0	5,8	3,3
Distance d'arc = 202 cm					
80	150	154,0	147,5	2,6	1,7

Les résultats du **Tableau 11** obtenus montrent que l'intégration d'un modèle de vitesse dans le modèle numérique statique bi-arcs permet d'améliorer sensiblement ce dernier avec une erreur relative moyenne de 2,5% contre 4,2% dans le cas statique (**Figure 37**).

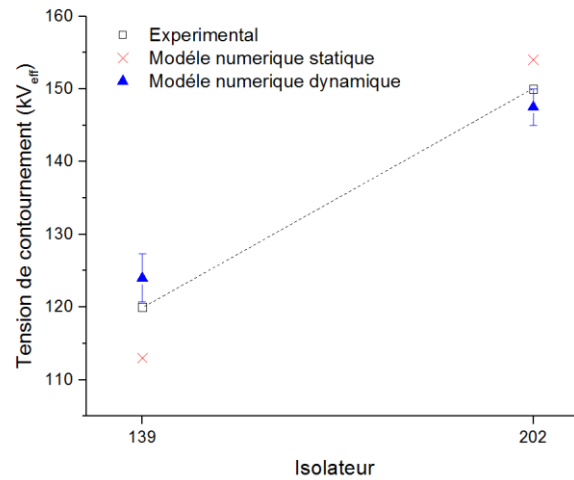


Figure 37: Comparaison des résultats expérimentaux et numériques de la tension de contournement pour une configuration bi-arcs.

IV.1.2 Influence de la longueur initiale des arcs sur la valeur de la tension de contournement

Dans cette partie, l'influence de la longueur initiale de l'arc sur la prédiction de la tension de contournement est étudiée pour une conductivité d'eau d'accumulation de $80\mu\text{S/cm}$ et d'épaisseur de glace de 2cm. Pour ce faire, il a été décidé d'analyser le cas où les deux arcs ont une même longueur initiale ($x_{01} = x_{02}$) et le cas où la longueur initiale de l'arc descendant est le double de celle de l'arc montant ($x_{01} = 2x_{02}$). Les résultats obtenus sont résumés dans le **Tableau 12**.

Tableau 12: Validation des résultats de la prédiction de la tension de contournement en fonction des différentes longueurs initiales d'arc du modèle bi-arcs en CA.

Conduc- tivité ($\mu\text{S/cm}$)	Expérimental (kV_{eff})	Modèle bi-arcs dynamique (kV_{eff}) $x_{01} = x_{02}$	Modèle bi-arcs dynamique (kV_{eff}) $x_{01} = 2x_{02}$	Erreur relative (%) $x_{01} = x_{02}$	Erreur relative (%) $x_{01} = 2x_{02}$
Distance d'arc = 139 cm					
80	120	124,0	124,0	3,3	3,3
Distance d'arc = 202 cm					
80	150	147,5	147,5	1,7	1,7

Les résultats démontrent que la valeur de la longueur initiale de l'arc descendant n'influe pas sur la prédiction de la tension de contournement. Cependant, en analysant les résultats présentés à la **Figure 38**, il est possible d'observer clairement que la longueur initiale des deux arcs a un impact significatif sur leur vitesse de propagation respective. En effet, dans le cas où les longueurs initiales des arcs (descendant et ascendant) sont identiques ($x_{01} = x_{02}$), les deux arcs se propagent à la même vitesse et finissent par avoir la même longueur finale (**Figure 38-a et 38-b**) et cela, indépendamment de la distance d'arc. Cette dernière a cependant une influence significative sur la valeur de la vitesse respective des deux arcs qui est plus importante pour une distance d'arc plus courte.

Dans le cas où la longueur de l'arc descendant est deux fois plus grande que l'arc ascendant ($x_{01} = 2x_{02}$), l'arc descendant (*Arc1*) se propage plus rapidement que l'arc montant (*Arc2*), tel qu'illustré aux **Figure 38-c et 38-d**. Leur vitesse respective est également plus importante pour une distance d'arc plus faible. De plus, la vitesse de l'arc descendant (*Arc1*) est beaucoup plus importante, d'un facteur 2, que celle obtenue pour ce même arc dans le cas où $x_{01} = x_{02}$. Enfin, il est également possible de noter que la longueur finale de l'arc descendant (*Arc1*), lorsque le contournement se produit, est égale à 2 fois la longueur finale de l'arc montant (*Arc2*).

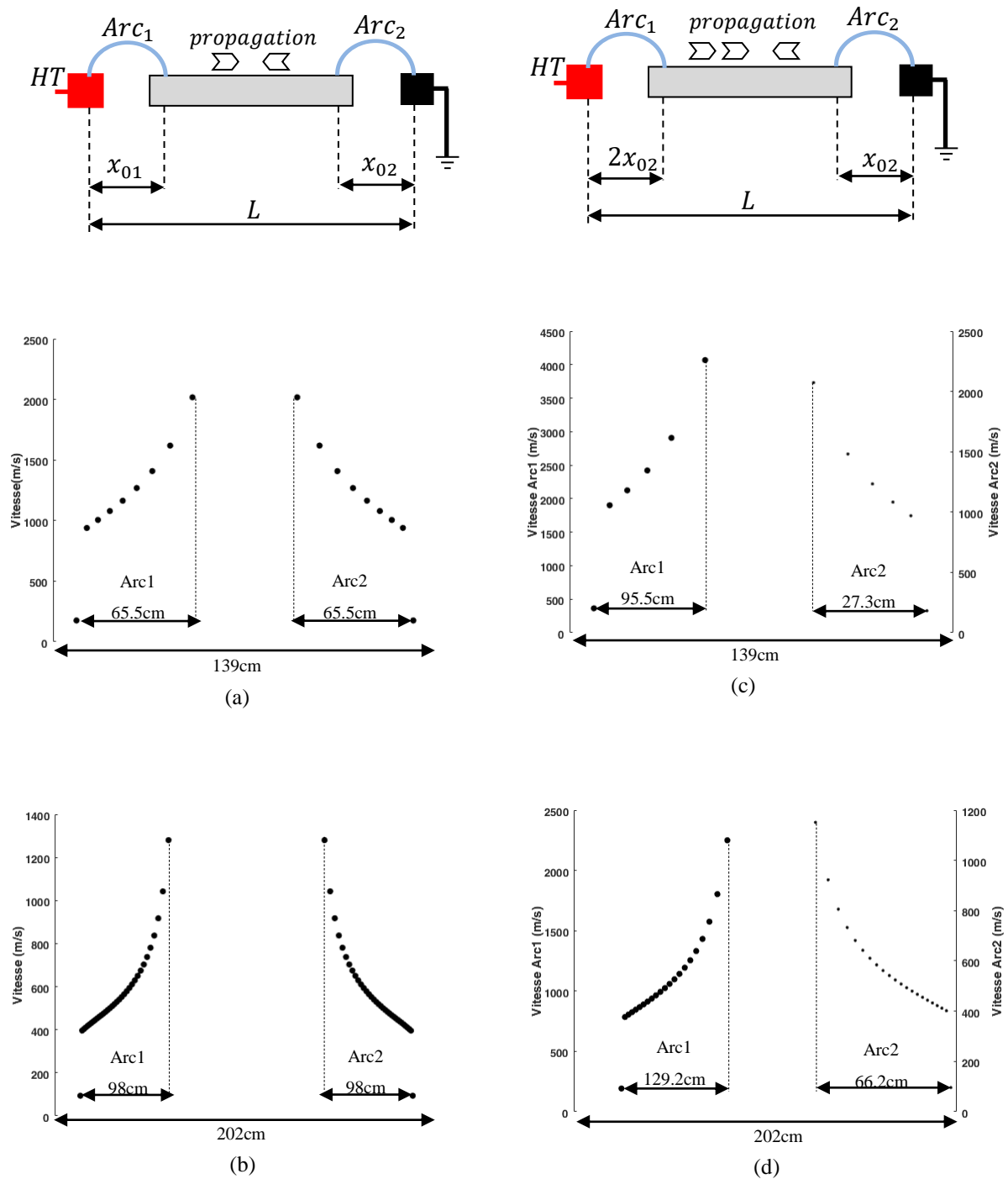


Figure 38 : Vitesses de propagation des arcs en fonction de leur longueur initiale.

Dans les deux cas de distance d'arc étudiés, l'évolution de courant de fuite représentée à la **Figure 39** respecte également le comportement évolutif expérimental caractérisé par la diminution de la durée de propagation lorsque la conductivité augmente ainsi que le saut final avec une augmentation subite du courant de fuite.

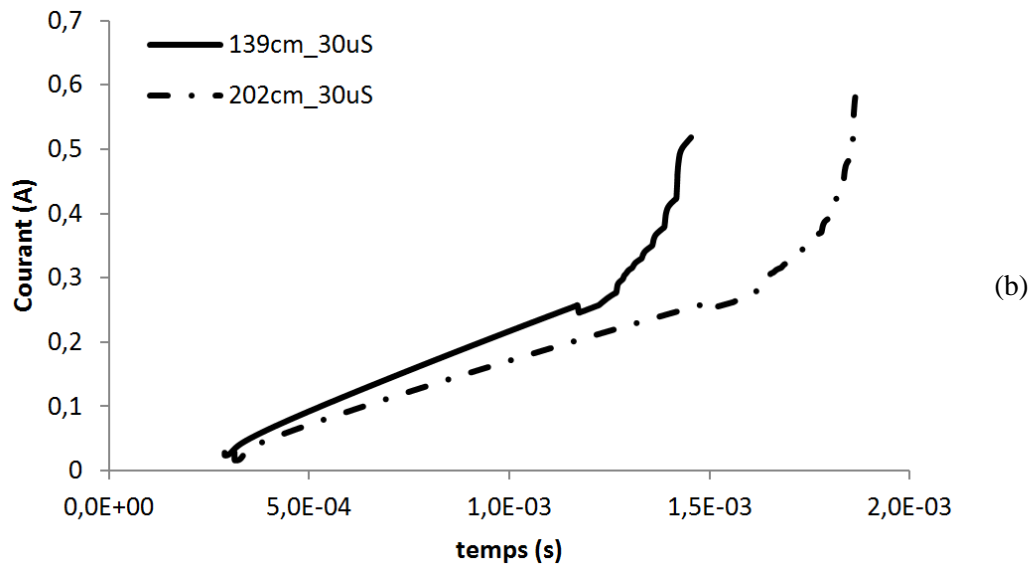
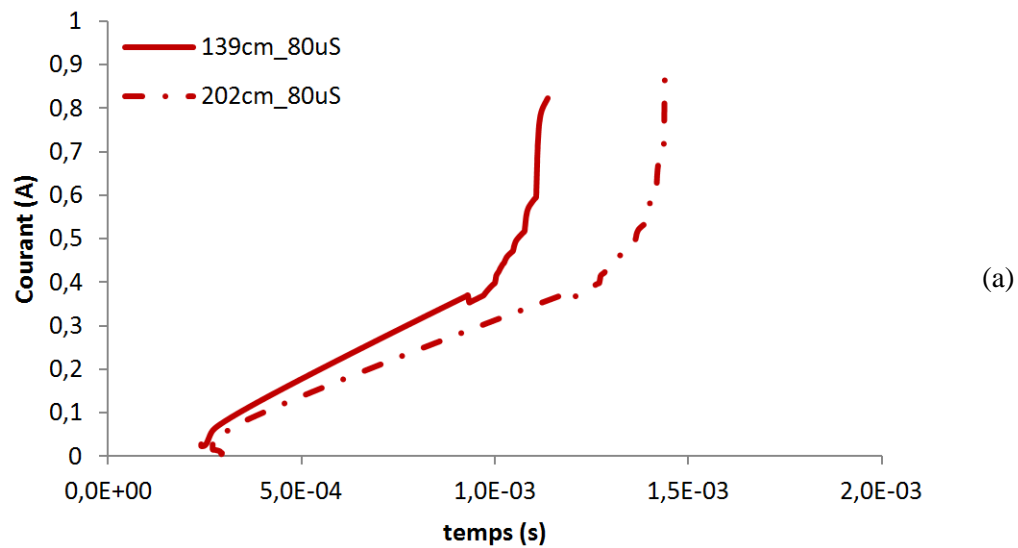


Figure 39 : Évolution du courant en fonction du temps au cours du contournement.

IV.1.3 Influence des critères de propagation

Cette partie porte sur l'analyse de l'influence des critères de propagation dans le modèle dynamique bi-arcs, soit le critère de Hampton et le critère d'Hesketh. Les simulations ont été réalisées pour deux distances d'arcs et en fonction de la longueur initiale des arcs. Les résultats obtenus sont présentés dans le **Tableau 13**.

Tableau 13 : Comparaison des résultats en fonction de divers critères de propagation.

Conductivité ($\mu\text{S/cm}$)	Expérimental (kVeff)	Hampton (kVeff)	Erreur relative	Hesketh (kVeff)	Erreur relative
Distance d'arc de 139 cm avec $x_{01} = x_{02}$					
80	120	124,0	3,3%	81,0	32%
Distance d'arc de 139 cm avec $x_{01} = 2x_{02}$					
80	120	124,0	3,3%	84,0	30%
Distance d'arc de 202 cm avec $x_{01} = x_{02}$					
80	150	147,5	1,6%	101,26	32,5%
Distance d'arc de 202 cm avec $x_{01} = 2x_{02}$					
80	150	147,5	1,6%	106,8	28,8%

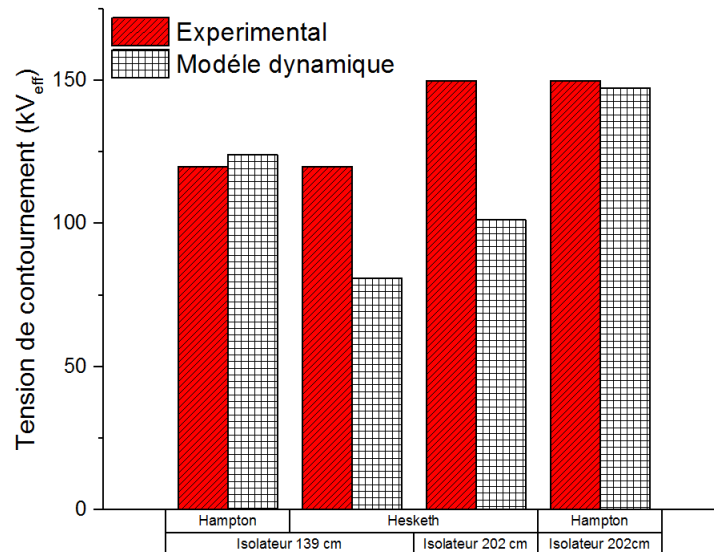


Figure 40 : Résultats de simulation en fonction des différents critères de propagation du modèle numérique dynamique bi-arcs.

Les résultats présentés dans le **Tableau 13** et à la **Figure 40** démontrent que le modèle numérique dynamique bi-arcs prédit la tension de contournement avec une erreur relative

moyenne de 2,5% lorsque le critère d'Hampton est utilisé. Cependant, l'utilisation du critère d'Hesketh dans le cas des isolateurs qui dépassent le mètre s'avère inapproprié. L'erreur relative moyenne de la prédiction utilisant ce dernier est de l'ordre de 30%. Cela peut être justifié par le fait que le courant de fuite est évalué, dans le cas du modèle bi-arcs, entre les deux pieds d'arcs. Or, Hesketh [45] a développé son critère sur la base d'une évaluation par rapport à l'électrode de masse du circuit équivalent d'Obenaus, ce qui n'est pas le cas dans les résultats du modèle bi-arcs.

IV.1.4 Influence de l'épaisseur de glace sur les résultats de prédiction

Tel que démontré dans plusieurs études expérimentales, l'épaisseur de la couche de glace accumulée sur la surface de l'isolateur demeure un des facteurs les plus influents sur la valeur de la tension de contournement [115][116][117]. À cet effet, il a été décidé de vérifier la fiabilité de notre modèle numérique dynamique bi-arcs relativement à l'influence de l'épaisseur de glace.

Les résultats de simulation présentés au **Tableau 14** et à la **Figure 41** confirment ainsi le fait que le modèle numérique bi-arcs permet de prendre en compte l'influence de l'épaisseur de glace sur la tension de contournement pour une conductivité d'eau d'accumulation de 80 $\mu\text{S}/\text{cm}$ et que la diminution de la tension de contournement en fonction de l'accroissement de l'épaisseur de glace est respectée [116][118].

Tableau 14: Validation des résultats de la tension critique de contournement du modèle bi-arcs en CA en fonction de l'épaisseur de glace.

Distance d'arc	139 cm		202 cm	
Épaisseur de la couche de glace	1,5 cm	2cm	1,5cm	2cm
Expérimentale (kV_{eff})	120	120	161	150
Modèle bi-arcs numérique dynamique (kV_{eff})	124	124	164,8	147,5
Erreur relative	3,3%	3,3%	2,3%	1,6%

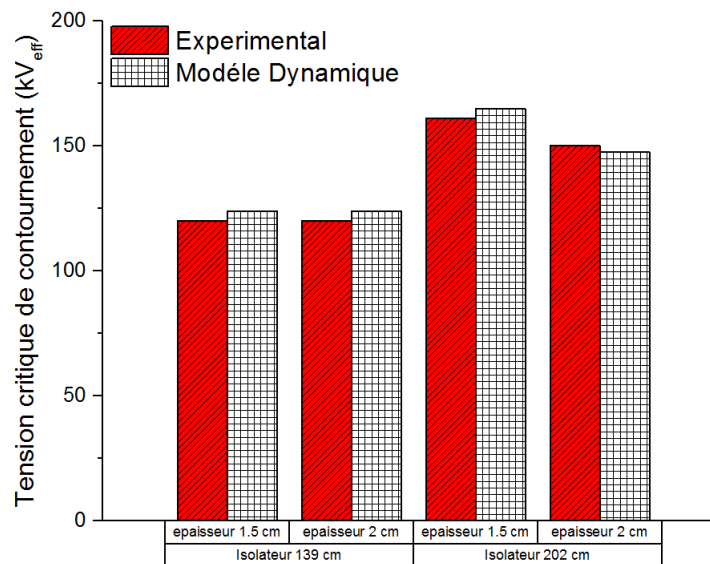


Figure 41 : Illustration graphique des résultats en fonction de l'épaisseur de la glace.

IV.1.5 Influence de la conductivité du film d'eau sur la tension de contournement

Le **Tableau 15** présente les résultats de simulation des isolateurs de poste supérieur à 1 m avec une épaisseur de glace de 1,5 cm. Les résultats obtenus démontrent que la tension de contournement croît avec la diminution de la conductivité de la surface de glace, tel que constaté dans [50]. De plus, il est également possible de remarquer que les prédictions sont plus précises pour une conductivité de 80 $\mu\text{S}/\text{cm}$ et cela, pour les différentes longueurs d'isolateurs.

Tableau 15 : Comparaison entre la tension de contournement prédite et les résultats expérimentaux en fonction de la conductivité de l'eau d'accumulation et la distance d'arc.

Conductivité ($\mu\text{S}/\text{cm}$)	Distance d'arc (m)	Expérimental (kV_{eff})	Modèle bi-arcs numérique dynamique (kV_{eff})	Erreur relative (%)
30	1,39	130	148,3	14
80		120	124	3,3
30	2,02	190	195,4	2,8
80		161	164,8	<1

IV.2 Conclusion

Le modèle numérique dynamique bi-arcs développé pour prédire la tension de contournement des isolateurs supérieurs au mètre a été validé avec une erreur relative moyenne obtenue de 2,5% contre 4,2% dans le cas statique. Bien que l'implémentation de la vitesse de propagation des deux arcs dans le modèle numérique statique bi-arcs a permis d'améliorer sensiblement la précision du modèle, cette dernière a cependant permis de déterminer la vitesse de chaque arc lors de leur propagation, vitesse qui est dépendante de la longueur initiale de ces derniers, tel que démontré précédemment.

Également, la comparaison des résultats des simulations numériques avec les résultats expérimentaux issus de la littérature ont ainsi permis de démontrer que le modèle numérique bi-arcs permet de prendre en compte l'influence des paramètres caractéristiques principaux de la couche de glace tels que son épaisseur et la conductivité du film d'eau sur la tension de contournement.

CHAPITRE 5

MODÈLE NUMÉRIQUE DYNAMIQUE

MULTI-ARCS

V. Modèle numérique dynamique multi-arcs

Le modèle dynamique multi-arcs représente la dernière étape dans la réalisation du modèle générique pouvant être applicable à toutes longueurs et géométries d'isolateurs recouverts de glace. Par rapport au modèle bi-arcs numérique dynamique présenté précédemment, le modèle multi-arcs nécessite de prendre en compte également la présence d'un ou plusieurs arc électriques partiels dont les deux pieds sont en contact avec la surface de glace, tel qu'illustré à la **Figure 42**. La démarche de modélisation est présentée dans la section suivante.

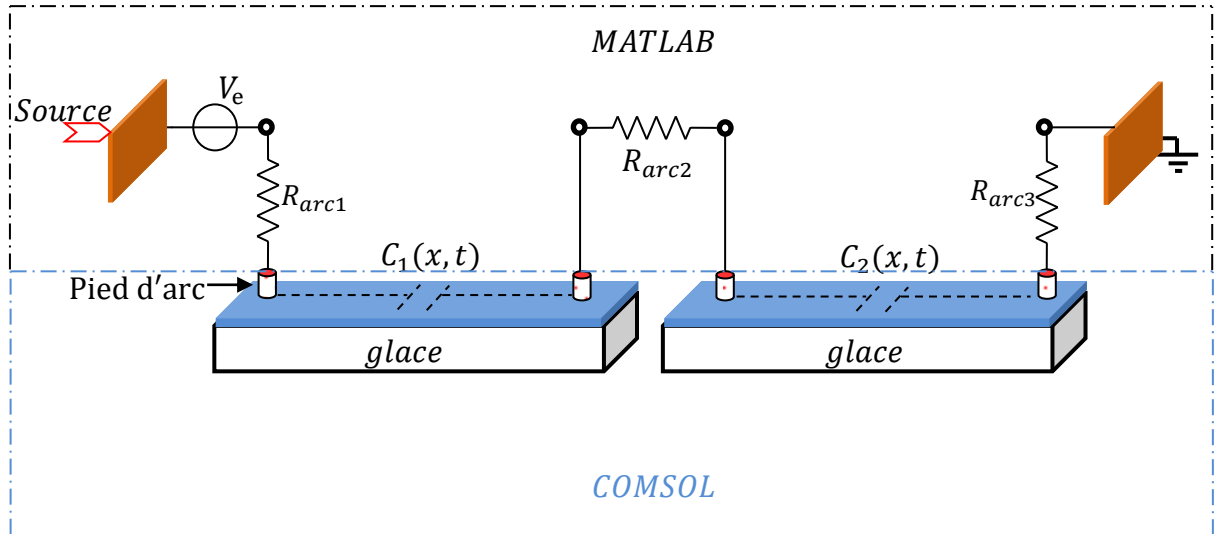


Figure 42: Représentation hybride du modèle dynamique numérique multi-arcs.

V.1 Présentation de l'algorithme de calcul

Le protocole de modélisation en multi-arcs est basé principalement sur une implémentation en série de blocs issus du modèle numérique bi-arcs, tel que présenté à la **Figure 43**.

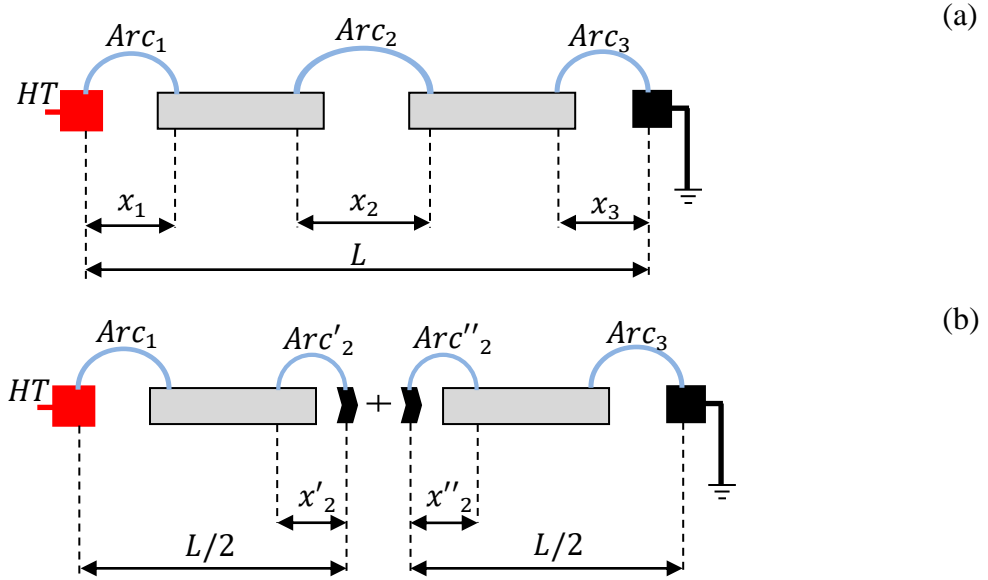


Figure 43 : Modèle à trois arcs. (a) modèle à quatre pied d'arc en contact avec la glace et (b) modèle équivalent bi-arcs en série.

La modélisation en multi-arcs révèle un nouveau défi à résoudre qui se résume par la présence d'un ou de plusieurs arcs électriques partiels dont les deux pieds sont en contact avec la surface de glace. Ce genre de configuration d'arcs se manifeste par la présence de deux surfaces équipotentielles portées à des potentiels flottants qui sont différents et inconnus à priori.

En adoptant le model d'arc de Mayr (section III.1.4, équation (37)), il devient ainsi possible de surmonter la contrainte liée aux potentiels flottants tout en respectant le mode d'incrémentation en tension, ce qui justifie son utilisation. De plus, le modèle de Mayr a été

appliqué et validé avec succès dans les modèles analytiques traitant le cas des isolateurs couverts de glace [18] [16][119] et pollués [73][48][71][98].

Les quatre pieds d'arcs, en contact avec la couche de glace, sont modélisés par des surfaces équipotentiellles, les conditions aux limites suivantes sont appliquées :

$$V_{app4} = R_{arc3}I \quad (42)$$

$$V_{app3} = R_{b2}I + V_{app4} \quad (43)$$

$$V_{app2} = R_{arc2}I + V_{app3} \quad (44)$$

$$V_{app1} = R_{b1}I + V_{app2} \quad (45)$$

$$V_{source} = R_{arc1}I + V_{app1} \quad (46)$$

où V_{app1} , V_{app2} , V_{app3} et V_{app4} sont les potentiels appliqués aux pieds d'arcs 1, 2, 3 et 4 respectivement (V), R_{b1} et R_{b2} sont les résistances de la couche conductrice des blocs bi-arcs 1 et 2 respectivement (Ω) et V_{source} est la valeur maximale de la tension source appliquée (V).

Le courant de fuite I et la condition de réamorçage en CA proposée par Rizk et donnée par l'équation (46) sont calculés suivant le modèle bi-arcs présenté à la section précédente.

La tension V_{source} s'incrmente tant que le critère de propagation n'est pas validé ou que le court-circuit total de la distance d'arc n'est pas atteint. Tel qu'utilisé dans le modèle bi-arcs, le critère de propagation et le critère de vitesse choisis sont ceux de Hampton et de Gallimberti. La **Figure 44** présente l'organigramme de la modélisation dynamique numérique en multi-arcs.

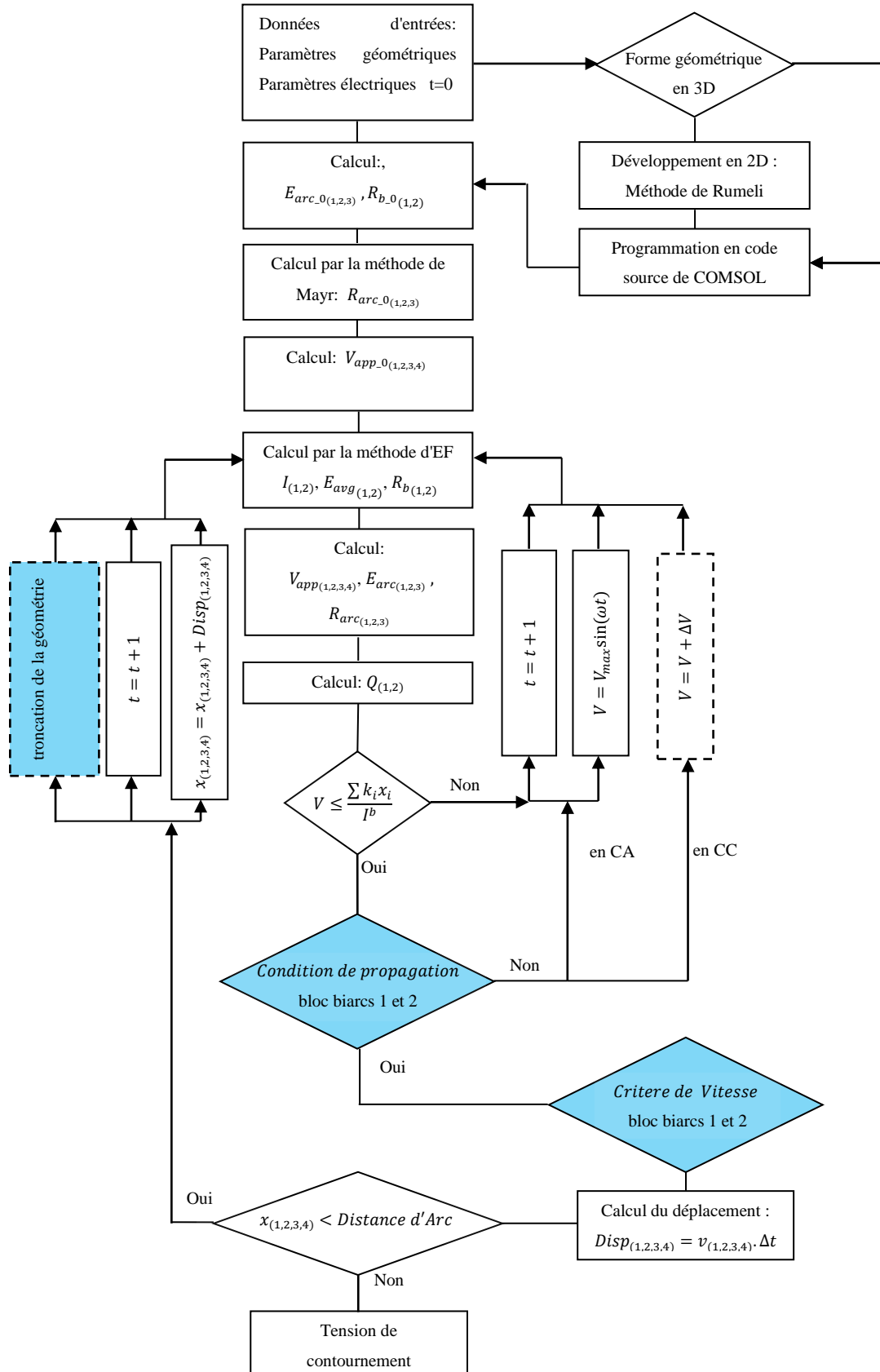


Figure 44 : Algorithme de calcul utilisé pour le model numérique dynamique multi-arcs en CA et en CC.

V.2 Présentation des résultats

La validation du modèle numérique multi-arcs est réalisée en utilisant les résultats expérimentaux issus des travaux réalisés à la CIGELE sur des colonnes isolantes constituées de deux à trois isolateurs de poste standard en porcelaine (de distance d'arc de 1,35 m), permettant ainsi d'obtenir des distance d'arc allant de 2,78 m à 4,17 m. Ces distances d'arc sont représentative des distances qui se retrouvent sur les réseaux électrique ultra haute tension (UHT) à 735 kV d'Hydro-Québec [50][63][120][85].

Le modèle numérique dynamique multi-arcs a donc été appliqué et validé pour cinq différentes séries de tests expérimentaux visant à déterminer la tension de contournement d'une colonne isolante recouverts de glace [120] [85].

La première série de tests a été réalisée sur une colonne isolante constituée de deux isolateurs de poste, pour une distance d'arc totale de 2,7m avec trois intervalles d'air créés artificiellement de longueur équivalent à 5% de la distance d'arc total (**Figure 45**). La conductivité de l'eau d'accumulation utilisée est de 80 $\mu\text{S}/\text{cm}$ et une épaisseur de glace est de 1.5 cm [18].

La deuxième série de tests a été réalisée également sur la même colonne isolante mais avec trois intervalles d'air de longueur équivalente à 7 % (défini dans le modèle de simulation) de la distance d'arc total avec une conductivité d'eau d'accumulation de 30 $\mu\text{S}/\text{cm}$ avec une épaisseur de glace est de 1,5 cm [85].

La troisième, la quatrième et la cinquième série représentent une colonne isolante à trois isolateurs de poste ayant une distance d'arc totale de 3,07m, 3,51m et 4,17m

respectivement. L'épaisseur de glace recouvrant l'isolateur est de 2 cm et la conductivité d'eau d'accumulation est de $80 \mu\text{S}/\text{cm}$. Les trois intervalles d'air sont créés artificiellement avec une longueur égale à 7% de la distance d'arc totale.



Figure 45: Illustration des deux configurations d'isolateur recouvert de glace utilisée pour la validation numérique multi-arcs en EHT[85][18].

V.2.1 Prédiction de la tension de contournement en CA

Les résultats comparatifs de la tension de contournement, pour les deux premières séries de tests, obtenus pour trois intervalles d'air de longueur différente et pour une conductivité d'eau d'accumulation de $80 \mu\text{S}/\text{cm}$ et de $30 \mu\text{S}/\text{cm}$ sont présentés dans le **Tableau 16** et à la **Figure 46**.

Tableau 16 : Résultats comparatifs de la tension critique de contournement pour trois intervalles d'air pour différentes conductivité d'eau d'accumulation.

Conductivité ($\mu\text{S}/\text{cm}$)	Expérimental (kV_{eff})	Modèle mathématique multi-arcs (kV_{eff})	Modèle numérique dynamique multi-arcs (kV_{eff})	Erreur relative (%)
Distance d'arc = 2,78m				
30	285	274 [85]	263,6	7,5
80	195	234 [18]	197	1

En premier lieu, les résultats du **Tableau 16** démontrent une très bonne concordance entre les résultats expérimentaux et les résultats obtenus avec le modèle numérique multi-arcs avec une erreur relative moyenne obtenue de 4,25%. De plus, il est possible de noter que la tension de contournement ainsi que l'erreur relative diminuent avec l'augmentation de la conductivité de l'eau, tel que déjà observé avec des distances d'arc plus courtes.

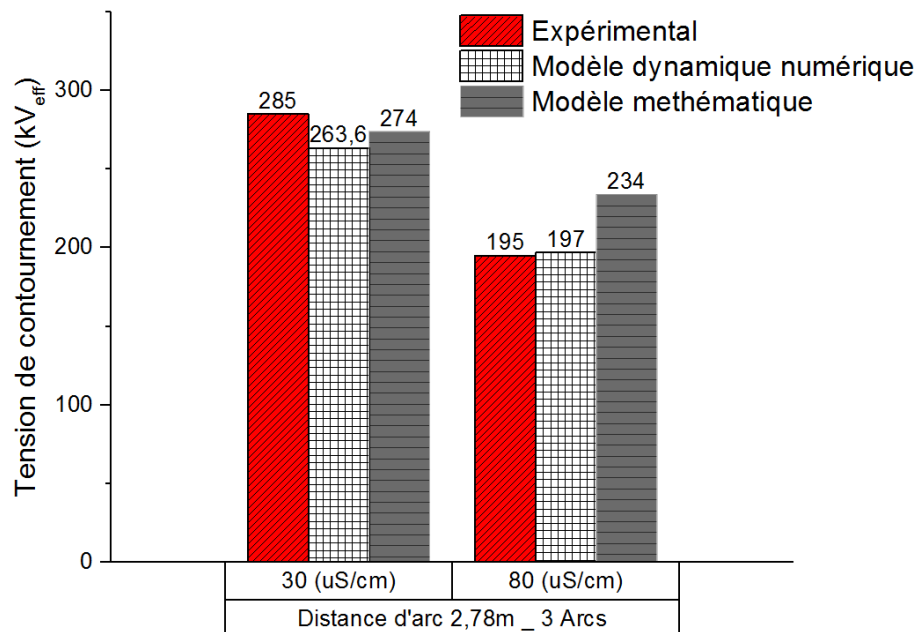


Figure 46 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques pour une distance d'arc de 2,78m et trois intervalles d'air.

L'analyse des résultats démontrent que la valeur de la tension de contournement est principalement régie par la valeur de la conductivité d'eau d'accumulation et que le modèle numérique dynamique multi-arcs permet de prédire avec une très bonne précision la tension de contournement des isolateurs recouverts de glace de longueur supérieur à 1m présentant trois intervalles d'air.

V.2.2 Influence de la distance d'arc sur la valeur de la tension de contournement

Les simulations de la troisième et la quatrième série de tests explorent l'influence de la distance d'arc des colonnes isolantes sur la tension de contournement. Le **Tableau 17** et la **Figure 47** présentent les résultats comparatifs entre le modèle numérique dynamique multi-arcs et les résultats expérimentaux [85].

Tableau 17 : Comparaison entre la tension prédite et les résultats expérimentaux en fonction de la distance d'arc pour trois intervalles d'air.

Conductivité ($\mu\text{S}/\text{cm}$)	Distance d'arc (m)	Expérimental (kV_{eff})	Modèle numérique dynamique multi- arcs (kV_{eff})	Erreur relative (%)
80	3.07	230	228,3	0,74
	3.51	266	268,2	0,83
	4.17	304	274,5	9,7

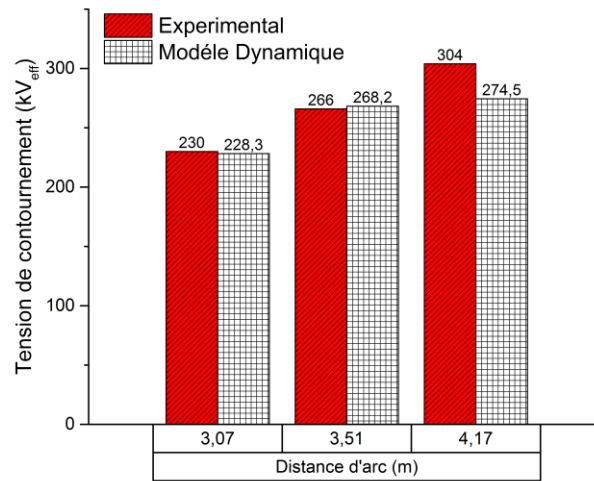


Figure 47 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques pour trois intervalles d'air en fonction de la distance d'arc.

D'après les résultats du **Tableau 18** et de la **Figure 47**, il est possible de constater, dans un premier temps, que les résultats obtenus s'accordent bien avec les résultats expérimentaux avec une erreur relative maximale calculée égale à 9,7% et une erreur relative moyenne égale à 3,75%. De plus, Les résultats obtenus démontrent que le modèle dynamique numérique multi-arcs est en mesure de prendre en compte l'influence de la distance d'arc sur la tension de contournement qui augmente avec l'augmentation de la longueur de la colonne isolante, tel que rapporté dans les études expérimentales.

V.2.3 Influence de la conductivité du film d'eau sur la valeur de la tension de contournement

Le **Tableau 18** présente les résultats de simulation de la cinquième série de tests pour une colonne isolante de distance d'arc égale à 3,07m présentant une épaisseur de glace de 1,5 cm.

D'après les résultats obtenus, il est possible de constater que la tension de contournement augmente avec la décroissance de la conductivité de la surface de glace et que les prédictions sont plus précises pour une conductivité de 80 $\mu\text{S}/\text{cm}$.

Avec des erreurs relative moyennes inférieures à 5% pour les différents résultats obtenus, cela permet de démontrer la fiabilité de l'approche numérique proposée ainsi que sa versatilité à prédire la tension de contournement de colonnes isolantes recouvertes de glace et de distances d'arc équivalentes à celles retrouvées sur les réseaux T.H.T et U.H.T [85].

Tableau 18 : Comparaison entre la tension de contournement prédite et les résultats expérimentaux en fonction du niveau de contamination et de la hauteur de l'isolateur.

Conductivité ($\mu\text{S}/\text{cm}$)	Distance d'arc (m)	Expérimental [85] (kV_{eff})	Modèle Mathématique multi-arcs (kV_{eff})	Modèle numérique dynamique multi-arcs (kV_{eff})	Erreur relative (%)
30	3,07	270	290	255,3	5,4
80	3,07	230	250	228,3	<1

V.2.4 Étude des vitesses de propagation

Le scénario de la propagation à trois arcs observé par [120][63] et illustré à la **Figure 48-a** montre qu' en premier lieu, l'*Arc 1*, en contact avec l'électrode H.T, et l'*Arc 2* dont ses deux pieds sont en contact avec la couche de glace, se propagent jusqu'à former un seul arc (**Figure 48-b**) s'établissant entre l'électrode H.T. et la couche de glace non court-circuitée. Lorsque l'*Arc 1* et l'*Arc 2* se rejoignent (**Figure 48-b**), l'*Arc 3* commence à se propager jusqu'au contournement total (**Figure 48-c**). Cette dynamique de propagation s'interprète principalement par la présence d'un champ électrique relativement intense prêt de l'électrode H.T. qui favorise le processus de propagation des arcs qui lui sont proches.

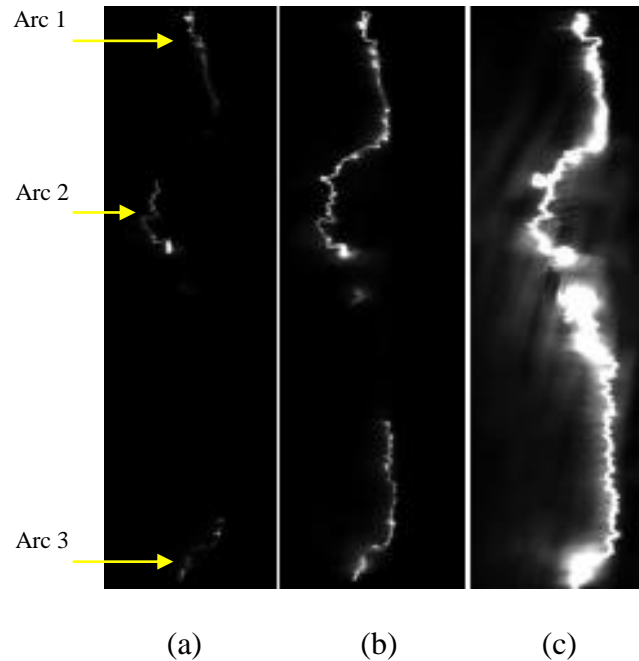


Figure 48 : Scénario de propagation à trois arcs [63][120].

Ce scénario de propagation observé expérimentalement est également présent dans les résultats de simulation de notre modèle multi-arcs. La **Figure 49** illustre les deux séquences de

propagation issues de la simulation effectuée sur une colonne isolante de 3,51m en CA, pour une conductivité d'eau d'accumulation de 80 $\mu\text{S}/\text{cm}$ et une épaisseur de glace de 1,5cm.

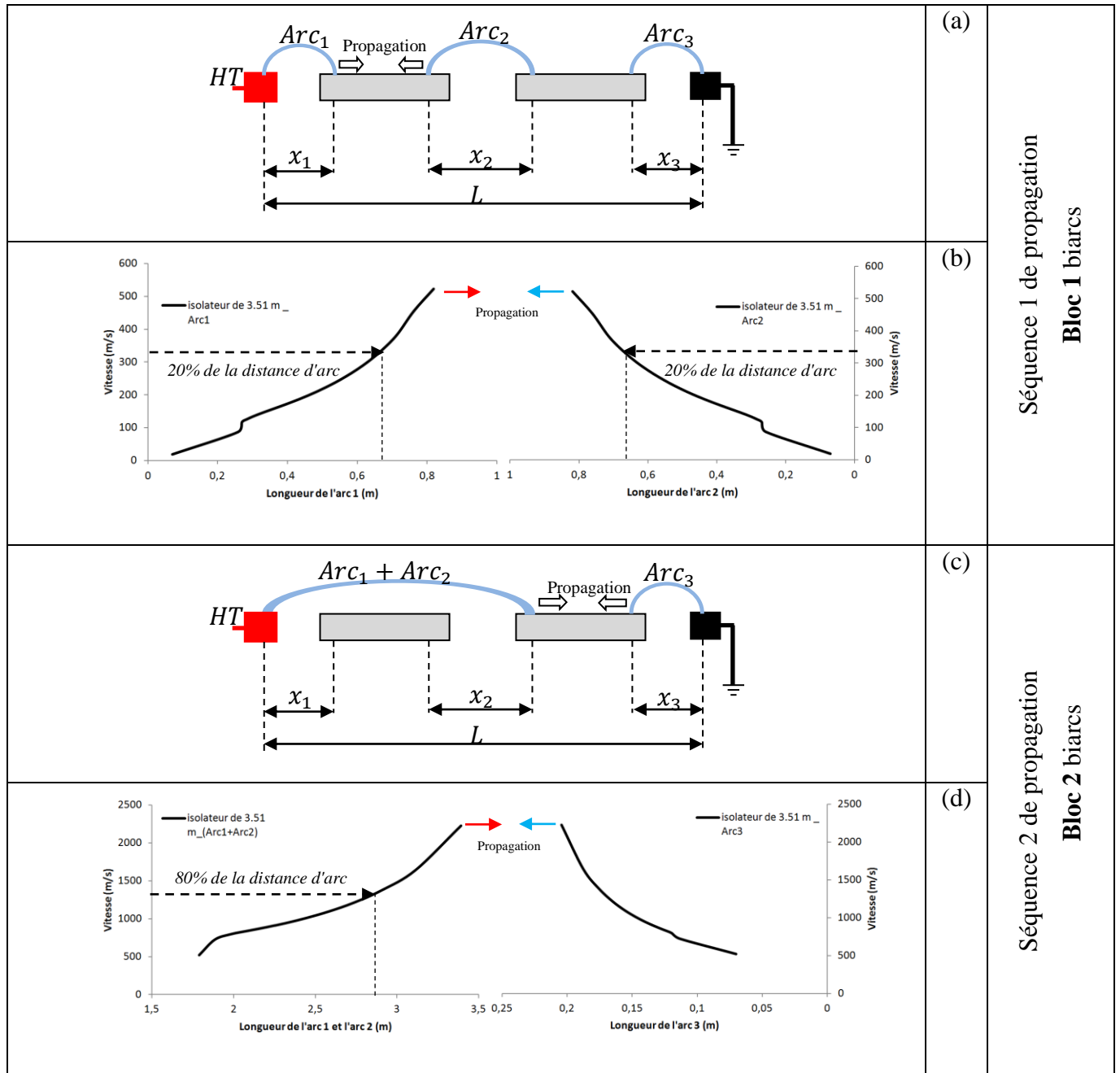


Figure 49 : Scénario de propagation en CA d'une colonne isolante de 3,51m de distance d'arc.

La **Figure 50** présente l'évolution du courant de fuite obtenu au cours du processus de contournement décrit à la **Figure 49**.

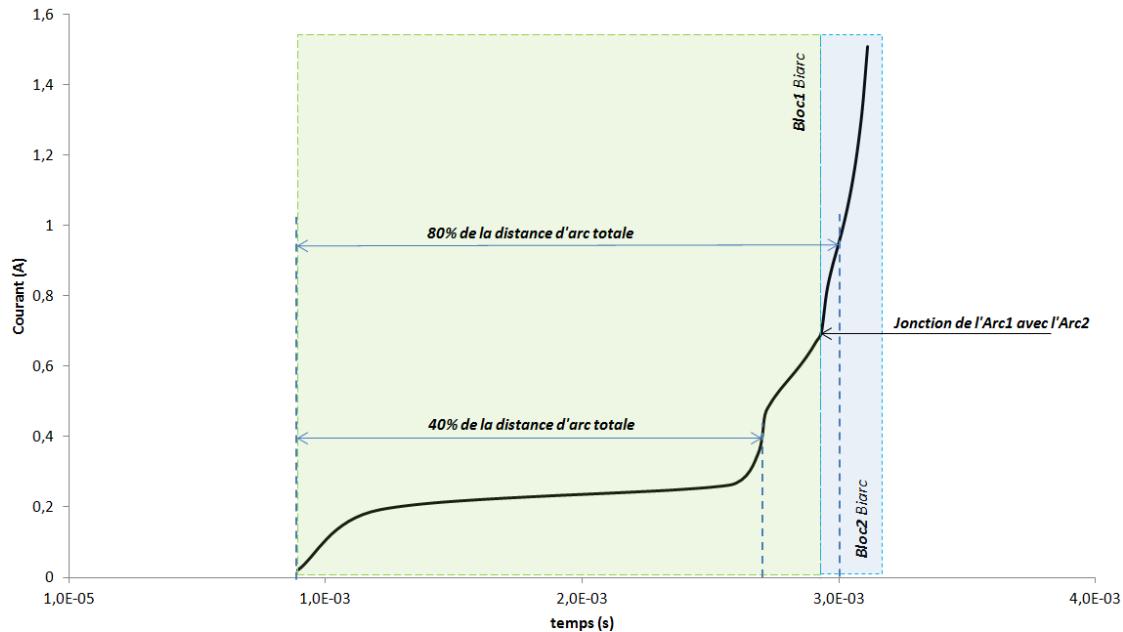


Figure 50 : Évolution du courant au cours du processus de contournement pour une distance d'arc de 3,51m avec une conductivité de l'eau d'accumulation de 80 $\mu\text{S}/\text{cm}$.

Les études expérimentales [18][63] ont mis en évidence le fait que le processus de propagation de l'arc le long des colonnes isolantes passe par trois étapes : la première étape se caractérise par une longueur critique d'arc qui correspond à 40% de la distance d'arc total (première séquence de propagation de la **Figure 49-a** et **49-b**). Au cours de cette étape, la vitesse de propagation des arcs 1 et 2 est identique et varie de 0 à 320 m/s, ce qui est une variation relativement lente comme en témoigne les résultats numériques de la **Figure 49-b**. Pendant ce temps, l'arc 3 est statique et le courant de fuite, présenté à la **Figure 50**, augmente lentement jusqu'à la valeur de 0,4 A.

À partir de cette valeur de courant, ce dernier croît subitement jusqu'à la jonction des arcs 1 et 2 du premier bloc bi-arcs. Cette croissance subite du courant peut être vu comme un premier saut final relié au contournement du premier dépôt de glace court-circuité par les arcs 1 et 2. Une fois la jonction faite, l'arc 3 commence à se propager, ce qui accélère le processus avec une deuxième augmentation brusque du courant qui correspond à l'extension des deux arcs jusqu'à 80% de la distance d'arc totale (deuxième séquence de propagation **Figure 49-c** et **49-d**). Pour cette distance, le courant atteint une valeur de 0,95 A.

Enfin, la dernière étape est caractérisée par le saut final jusqu'à la jonction de l'arc 3 et de l'arc formé de la jonction des arcs 1 et 2, conduisant ainsi au contournement total de la colonne isolante. Cette étape est caractérisée par une dernière augmentation brusque du courant et par une augmentation rapide de leur vitesse respective.

V.3 Conclusion

Ce chapitre avait pour objectif de présenter et valider le développement d'un nouveau modèle numérique dynamique multi-arcs. Pour ce faire, les résultats numériques obtenus avec le modèle proposé ont été comparés avec les résultats issus de tests expérimentaux réalisés avec différentes conductivités et différentes distance d'arcs. L'erreur relative moyenne obtenue a été calculée à 4,7 %, ce qui permet ainsi de valider la précision de la méthode numérique utilisée pour développer le modèle multi-arcs proposé dans cette recherche. De plus, le modèle proposé permet également de déterminer la vitesse de chaque arc et ainsi de simuler leur évolution respective au cours du processus de contournement, ce qui était jusqu'à maintenant

impossible à réaliser avec les modèles mathématiques multi-arcs qui utilisaient uniquement une vitesse moyenne déterminée expérimentalement.

Conclusion générale et recommandations

Le but de cette recherche était de développer un modèle numérique générique permettant de prédire la tension de contournement des isolateurs recouverts de glace. Le modèle proposé, basé sur la méthode des éléments finis, devait pouvoir être appliqué à tout type d'isolateurs recouverts de glace avec des géométries complexes et des distances d'arc pouvant aller jusqu'à plus de 3m. Tel que proposé, ce modèle devait ainsi permettre de lever les limitations des modèles prédictifs mathématiques actuels qui sont applicables exclusivement à des géométries de glace simples et donc restreints à résoudre des problèmes très spécifiques.

Afin de développer un modèle prédictif générique permettant de prendre en compte la présence de plusieurs arcs électriques partiels à la surface du dépôt de glace, plusieurs modèles numériques de difficulté croissante ont ainsi été développés et validés.

Le premier modèle de prédiction proposé a été un modèle numérique dynamique mono-arc qui a permis, dans un premier temps, d'effectuer des études comparatives relativement aux critères de propagation et de vitesse. À cet effet, un algorithme de calcul générique a été développé sous Matlab afin de permettre d'implémenter indépendamment n'importe quel type de critère de propagation et de vitesse de l'arc, le tout étant couplé avec le logiciel commercial Comsol Multiphysics utilisant la méthode des éléments finis. Le modèle mono-arc a ainsi permis de démontrer que les critères de propagation et de vitesse proposés respectivement par Hampton et Gallimberti sont les mieux adaptés pour le développement d'un modèle générique puisque l'utilisation conjointe de ces derniers a permis d'obtenir des résultats stables et indépendants de la nature de la tension appliquée.

Dans un second temps, le modèle mono-arc a permis de mettre en évidence l'effet de la troncature de la géométrie du dépôt de glace, troncature employé autant dans certains modèles numériques que dans tous les modèles mathématiques par le biais du calcul de la résistance résiduelle proposée par Wilkins. Ainsi, les résultats ont démontré que la troncature entraîne une augmentation de l'erreur relative d'environ 6%, erreur explicable par le fait que la troncature ne permet pas de prendre en compte l'entièreté des lignes de courant, ce qui se répercute sur le calcul de la résistance résiduelle.

Afin de démontrer la versatilité du modèle numérique dynamique mono-arc, ce dernier a donc été appliqué aux isolateurs pollués. Cela a été redue possible par l'ajout d'un module permettant un développement 2D d'un isolateur pollué, tel que proposé par Rumeli. Grâce à ce module, le modèle dynamique mono-arc a permis d'obtenir des résultats prédictifs précis avec une erreur relative moyenne de 5% par rapport aux différents résultats expérimentaux et aux résultats des modèles prédictifs mathématiques issus de la littérature. Cette dernière validation du modèle numérique dynamique mono-arc a ainsi permis de démontrer sa versatilité rendue possible par le développement d'un algorithme de calcul modulaire permettant d'offrir un modèle évolutif qui n'est pas contraint par aucune géométrie ou encore critère de propagation ou de vitesse.

La modularité du modèle numérique dynamique mono-arc a donc été utilisé pour développer le modèle numérique dynamique bi-arcs pour lequel une étude comparative des critères de propagation et de vitesse a permis de retenir les critères Hampton et Gallimberti, comme pour le modèle dynamique mono-arc. La comparaison des résultats numériques en terme de tension de contournement avec les résultats expérimentaux a permis de valider ce nouveau modèle dynamique avec une erreur relative moyenne autour de 2,5% et cela,

indépendamment de l'épaisseur de la couche de glace et de la conductivité de l'eau d'accumulation. De plus, les résultats obtenus avec le modèle numérique dynamique bi-arc ont permis de mettre en évidence les capacités du modèle à simuler la vitesse respective de chaque arc, ce qu'aucun modèle prédictif n'avait pu réaliser jusqu'à ce jour, aux meilleures de nos connaissances. Ces résultats ont ainsi permis de mettre en évidence le fait que la longueur initiale de l'arc a une influence significative sur la vitesse respective de ce dernier. Plus l'arc est long et plus sa vitesse est importante. De plus, il a été aussi mis en évidence que la distance d'arc influençait également la vitesse respective des arcs. Ainsi, la vitesse respective des arcs diminue avec l'augmentation de la distance d'arc.

Pour ce qui est du modèle numérique dynamique multi-arcs, ce dernier a été développé en utilisant le modèle numérique dynamique bi-arcs au sein duquel a été implémenté la formulation de Mayr pour le calcul de la résistance de l'arc. L'utilisation de la formulation de Mayr a ainsi permis de contourner le problème de prise en compte des arcs électriques dont les deux pieds d'arcs sont en contact avec la surface de glace et qui sont donc soumis à un potentiel flottant qui doit être pris en compte dans les simulations. La combinaison du modèle bi-arc et la formulation de Mayr a ainsi permis de développer un module dont le nombre dépend du nombre d'arc présents dans le modèle multi-arcs. La comparaison des résultats numériques du modèle numérique dynamique multi-arcs avec les résultats expérimentaux issus de la littérature ont permis de démontrer la validité du modèle multi-arcs avec une erreur relative moyenne de 4,7% sur les tensions de contournement obtenus pour des isolateurs T.H.T recouverts de glace dont la distance d'arc dépasse les 3 mètres. De plus, tout comme démontré pour modèle numérique dynamique bi-arcs, le modèle dynamique multi-arcs permet également de simuler individuellement l'évolution des différents arcs présents à la surface de

la glace au cours du processus de contournement, évolution qui a été validée par les observations expérimentales réalisées en laboratoire. Ainsi, les simulations ont permis de démontrer qu'en présence de trois arcs, les deux arcs supérieurs (proches de la H.T.) se propagent en premier jusqu'à se rencontrer pour ne former qu'un seul grand arc. À partir de cet instant, le troisième arc (en contact avec la mise à la terre) commence à se propager vers l'arc résultant jusqu'au contournement.

Les résultats issus de cette recherche doctorale auront donc permis de démontrer la fiabilité et la versatilité d'un nouveau modèle générique numérique dynamique basé sur un algorithme de calcul modulaire et utilisant la versatilité de la méthode des éléments finis avec laquelle il est couplé. Cette modularité et versatilité permet donc de prédire la tension de contournement des isolateurs recouverts de glace et cela indépendamment de leur longueur et de leur géométrie. La versatilité du modèle générique proposé se traduit également par le fait qu'il peut simuler l'évolution temporelle du courant de fuite ainsi que le déplacement respectif des différents arcs à la surface de la glace, ce qui représente en soi une amélioration significative par rapport aux précédents modèles prédictifs proposés. Le modèle générique proposé peut également être applicable à des isolateurs pollués, application qui a été validée uniquement dans sa version mono-arc de par le manque de données expérimentales.

Le modèle ainsi proposé représente donc une avancée importante dans le développement d'un outil fiable pour concevoir et surtout dimensionner adéquatement les équipements d'isolation sous diverses conditions atmosphériques sans avoir à utiliser des méthodes expérimentales laborieuses et dispendieuses.

Pour ce qui est des recommandations à proposer pour les travaux futurs, ces dernières touchent plusieurs aspects qui permettront de proposer non pas un modèle prédictif mais un laboratoire virtuel de test des isolateurs pollués et recouverts de glace.

Pour ce faire, il serait important de pouvoir valider le modèle numérique dynamique multi-arcs en ce qui a trait aux vitesses relatives des différents arcs établis à la surface de la glace. En effet, les données expérimentales sur les vitesses respectives des arcs électriques lors du processus de contournement sont peu nombreuses. À cet effet, une étude expérimentale devra être entreprise en utilisant une caméra rapide permettant d'enregistrer le déplacement des arcs en fonction des différents paramètres comme la conductivité de l'eau d'accumulation, la distance d'arc de l'isolateur ainsi que du nombre d'arcs présents à la surface du dépôt de glace.

Toujours dans l'optique d'améliorer le modèle numérique multi-arcs, il serait intéressant de développer un module permettant de déterminer la tension d'initialisation du programme de calcul, tension qui correspond au claquage de tous les intervalles d'air présents et correspondante à l'établissement des arcs blancs, initiateurs du contournement électrique. Certains travaux expérimentaux ont été réalisés dans le passé et ont conduit à l'établissement d'une formule empirique mais qui est applicable uniquement dans des conditions particulières qui ne conviennent pas forcément à un modèle plus générique. Il existe néanmoins quelques études ayant conduit à une modélisation numérique simplifiée de l'apparition de streamers dans des intervalles d'air qui pourrait servir de point de départ pour le développement du module proposé.

Également, une étude expérimentale complémentaire pourrait être entreprise afin d'affiner l'expression de la conductivité surfacique du film d'eau en fonction de la conductivité de l'eau d'accumulation. En effet, tel qu'observé avec les résultats obtenus dans ce travail de recherche, les résultats les plus précis sont obtenus pour une conductivité d'eau d'accumulation de $80 \mu\text{S/cm}$, valeur qui a été utilisée pour obtenir l'expression de la conductivité surfacique. Cette nouvelle expression permettrait ainsi d'améliorer la précision du modèle numérique générique et de la rendre indépendante de la conductivité de l'eau d'accumulation.

Afin de démontrer la versatilité du modèle numérique multi-arcs, des études expérimentales sur des isolateurs pollués présentant plusieurs arcs électriques établis le long de ce dernier devront également être entreprises. Ces essais seraient réalisés sous conditions de pollution suivant la norme IEC 60507 pour des chaînes d'isolateurs de lignes de type capot-et-type en porcelaine et également des isolateurs en composite. Les résultats expérimentaux serviraient ainsi à valider le modèle numérique multi-arcs sous condition de pollution dont la déclinaison mono-arc a été validée dans cette recherche.

Enfin, la dernière recommandation serait de développer un module thermoélectrique qui puisse permettre de simuler l'apparition des bandes sèches sur les isolateurs pollués. Ce dernier module permettrait ainsi de finaliser le laboratoire de test virtuel et de permettre, avec son couplage au modèle numérique dynamique multi-arcs et le module de calcul de la tension d'initialisation, de simuler toutes les étapes conduisant au contournement des isolateurs pollués. Un tel laboratoire serait d'un grand intérêt pour les manufacturiers d'isolateurs puisque cela leur permettrait de tester différentes configurations d'isolateurs à un coup très

réduit et de retenir les plus prometteuses pour les essais expérimentaux qui sont coûteux et fastidieux au fur et à mesure que la tension de service augmente.

ANNEXE

Modélisation numérique de la vitesse de propagation et son implémentation dans le modèle numérique mono-arc

Tel que démontré par les résultats obtenus dans la section III.3.5, le modèle de vitesse proposé par Gallimberti et défini par l'équation (7) a permis d'obtenir la meilleure précision dans la prédiction de la tension de contournement pour le modèle dynamique numérique mono-arc.

Tel que spécifié par Gallimberti, la vitesse instantanée de propagation est décrite comme étant le rapport entre le courant mesuré I et la charge accumulée au pied de l'arc donnée par l'équation (33). Cette charge est directement dépendante de la capacité au pied d'arc, donnée par l'équation (34) qui est calculée analytiquement en se basant sur une approximation sphérique [96]. Hors, tout comme cela est le cas pour le calcul analytique de la résistance résiduelle proposée par Wilkins, l'approximation sphérique reste limitée à des géométries simples et donc tout à fait adaptée aux géométries rectangulaires utilisées pour modéliser les dépôts de glace. L'équation (34) représente donc une limitation afin de pouvoir appliquer le modèle numérique mono-arc aux géométries plus complexes et c'est pourquoi il a été décidé de proposer une nouvelle formulation du critère de vitesse de Gallimberti afin que cette dernière puisse être déterminé numériquement.

Pour ce faire, il a été décidé d'utiliser une approche énergétique, similaire aux travaux réalisés par Béréal et décrits à la section III.3.2.2, qui consiste à évaluer la charge q de l'intervalle non franchi par l'arc en fonction de l'énergie de déplacement W_p de l'arc. W_p est une fraction de l'énergie totale injectée W_t représentée par l'équation (47).

$$\begin{aligned} W_p &= \beta W_t \\ 0 < \beta &\leq 1 \end{aligned} \tag{47}$$

Dans le cas d'une décharge dans l'air, la fraction β a été évaluée expérimentalement [72][75] entre 0.1 et 0.09 pour une distance d'arc de 2.6m et de 16.7m respectivement. Dans le cas d'une décharge établie à la surface d'une couche conductrice de 80 cm de long, la valeur de β se situe entre 0.16 et 0.18 pour une conductivité de 100 $\mu\text{S/cm}$ et de 30 $\mu\text{S/cm}$ respectivement.

L'énergie totale injectée W_t dans le film d'eau peut être alors facilement calculée numériquement dans COMSOL Multiphysics en utilisant l'équation suivante :

$$W_t = \frac{1}{2} \int_V \epsilon E^2 dV \tag{48}$$

où E représente le champ électrique dans le film d'eau et V le volume de ce dernier.

Connaissant W_t , il est alors possible de déterminer W_p par l'équation (52) et ensuite déterminer la charge q en fonction de l'énergie de déplacement W_p en utilisant l'équation (49), comme suit :

$$q = \frac{2W_t}{\beta V_{ap}} \quad (49)$$

Il suffit ensuite de reprendre la formulation de la vitesse proposée par Gallimberti défini par l'équation (7) et d'introduire la nouvelle expression de la charge q donnée par l'équation (54), ce qui donne :

$$v = \frac{\beta V_{ap} I}{2W_t} \quad (50)$$

Cette nouvelle expression de la vitesse est maintenant déterminée numériquement mis à part le paramètre β qui lui est déterminé expérimentalement. Cependant, β étant indépendant de la géométrie, ce dernier n'a donc pas d'influence sur le calcul numérique qui peut être dorénavant appliqué à des géométries complexes. L'équation (55) a donc été implémentée dans le modèle numérique mono-arc et les résultats ont été comparés aux résultats obtenus avec le critère de Gallimberti et également avec les résultats expérimentaux issus de la littérature. Les résultats comparatifs sont présentés dans le **Tableau 19**.

Tableau 19: Comparaison de la tension de contournement en CA obtenue avec le modèle numérique et analytique de vitesse.

Conductivité ($\mu\text{S}/\text{cm}$)	Expérimental (kV_{eff})	Modèle numérique de Vitesse	Erreur relative	Modèle analytique de Vitesse	Erreur relative
Distance d'arc de 40 cm					
30	48	50,1	4,3%	49,6	3,3%
65	43	42,9	0,2%	42,4	1,3%
100	40	38,7	3,2%	37,5	6,2%
Distance d'arc de 80 cm					
30	86	92,6	7,6%	93,3	8,4%
65	78	79,8	2,3%	78,9	1,5%
100	74	71,6	3,2%	68,6	7,2%
Distance d'arc de 103 cm					
30	106	113,4	6,9%	114,8	8,3%
65	97	97,4	0,4%	97,0	0%
100	92	87,8	4,5%	86,5	5,9%

L'analyse des résultats du **Tableau 20** démontre que l'utilisation du nouveau critère de vitesse numérique permet d'améliorer sensiblement les résultats de prédiction de la tension de contournement avec une erreur relative moyenne de 3,6% contre 4,7% pour le critère analytique de Gallimberti. Cette amélioration permet également de valider ce nouveau critère de vitesse numérique et son implémentation dans le modèle numérique mono-arc qui permet également de lever les limitations d'ordre géométrique.

Au niveau de la vitesse de propagation, la **Figure 51** présente une comparaison de l'évolution des vitesses obtenue avec chacun des critères de vitesse pour un isolateur d'une distance d'arc de 80 cm et pour des conductivités de l'eau d'accumulation de 30 $\mu\text{S/cm}$ et 100 S/cm . Les ordres de grandeur et le scénario de propagation sont en accord avec les résultats expérimentaux [11] [108]. Cependant, il est possible de remarquer qu'une différence notable existe entre les profils de vitesse obtenus avec chaque critère. La différence la plus marquante se situe lorsque l'arc atteint 90% de la distance d'arc totale (voir **Figure 51**) où l'écart entre le modèle de vitesse analytique et le modèle numérique augmente. Cette augmentation s'explique principalement par la limitation géométrique de l'équation analytique du calcul de la capacité basée sur l'approche sphérique qui, lorsque le pied d'arc est très proche du plan de masse, n'est plus valide [96][121]. Cette situation démontre à nouveau l'intérêt d'utiliser une approche numérique qui permet de s'affranchir de toutes les limitations inhérentes à un calcul analytique basé sur des approximations.

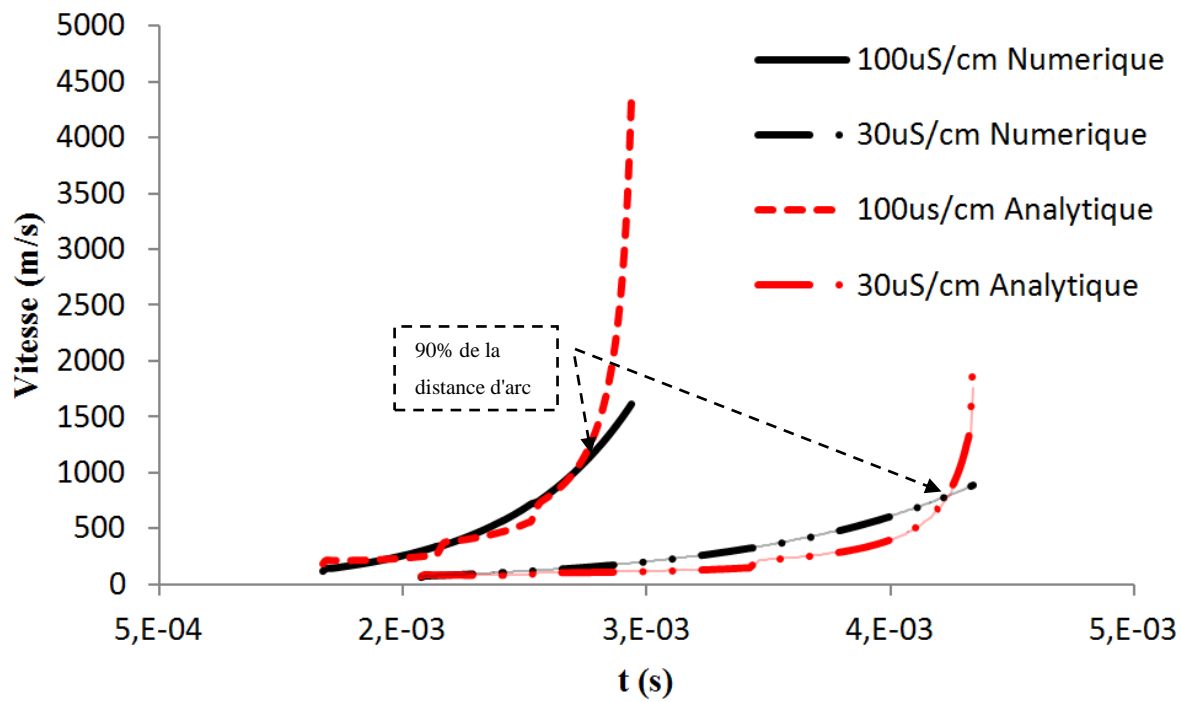


Figure 51 : Évolution de la vitesse de l'arc obtenue pour un cylindre de glace de 80cm.

Bibliographie

- [1] Hydro Quebec Commity of experts, “january 1998 ice storm,” 1998.
- [2] M. Farzaneh, *Atmospheric Icing of Power Networks*, 1st ed. Springer Netherlands, 2008.
- [3] Kannus K, “Aspect of the Electrical Performance of High Voltage insulator and Metal Oxide Surge Arresters under Various Environmental Stresses,” *Tamplere Univ. Technol.*, vol. 229, 1998.
- [4] M. Farzaneh and W. Chisholm, *Insulators for Icing and Polluted Environments*, vol. 1. A JOHN WILEY & SONS, INC., PUBLICATION, 2009.
- [5] M. Farzaneh, A. Baker, R. Allen Bernstorf, J. T. Burnhan, E. A. Cherney, W. A. Chisholm, R. S. Gorur, T. Grisham, I. Gutman, L. Rolfseng, and G. A. Stewart, “Selection of Line Insulators With Respect to Ice and Snow_Part I: Context and Stresses,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 22, no. 4, pp. 2289–2296, 2007.
- [6] F. Obenaus, “Fremdschichtüberschlag und KriechwegLange,” *Dtsch. Elektrotechnik*, vol. 4, pp. 135–136, 1958.
- [7] F. A. M. Rizk, “Mathematical Models for Pollution Flashover,” *Electra*, vol. 78, pp. 71–103, 1981.
- [8] S. A. Bessedik, H. Hadi, C. Volat, and M. Jabbari, “Refinement of residual resistance calculation dedicated to polluted insulator flashover models,” *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 21, no. 3, pp. 1207–1215, 2014.
- [9] R. Wilkins, “Flashover voltage of high-voltage insulators with uniform surface-pollution films,” *Proc. Inst. Electr. Eng.*, vol. 116, no. 3, p. 457, 1969.

- [10] E. M. H. A. Rumeli, M. E. Ozbek, "Flashover of polluted High Voltage Insulators," *Int. Conf. Electrotech. icelusto, Oran, Alger.*, 1988.
- [11] T. Z. Changiz, "Dynamic Modeling of AC Arc Developement on Ice Surfaces," UQAC, 2004.
- [12] M.Farzaneh, I.Fofana, C.Tavakoli, and A.Beroual, "Dynamic Modeling Of DC Arc Development Process On An Ice Surfce," in *Proceeding of the IASTED International Conference Power and energiy systems*, 2001.
- [13] I. Fofana, C. Tavakoli, and M Farzaneh, "Dynamic Modeling of AC Iced Insulator Flashover Characteristics," in *IEEE Bologna PowerTech Conference, Bologna, Italy*, 2003, p. 8.
- [14] I. Fofana, M. Farzaneh, and C. Tavakoli, "Modelling Arc Propagation Velocity On Ice-Covered Surfaces," in *IWAIS*, 2002, p. Session 6.
- [15] M.Farzaneh, I.Fofana, C.Tavakoli, and X.Chen, "Dynamic Modeling of DC arc Discharge on Ice surfaces," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 10, pp. 463–474, 2003.
- [16] C. Tavakoli, M. Farzaneh, I. Fofana, and A. Bérroual, "Dynamics and Modeling of AC Arc on Surface of Ice," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, pp. 1278–1285, 2006.
- [17] S. Taheri, M. Farzaneh, and I. Fofana, "Improved dynamic model of DC arc discharge on ice-covered post insulator surfaces," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 21, no. 2, pp. 729–739, 2014.
- [18] S. Taheri, M. Farzaneh, and I. Fofana, "Dynamic modeling of AC multiple ARCS of EHV post station insulators covered with ice," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 22, no. 4, pp. 2214–2223, 2015.

- [19] S. Taheri, M. Farzaneh, and I. Fofana, "Application of Dynamic Two-Arc Model to Flashover of HVDC Insulators Subjected to Cold Climate Regions," *Annu. Rep. Conf. Electr. Insul. Dielectr. Phenom.*, pp. 205–208, 2015.
- [20] C. Volat, M. Farzaneh, and N. Mhaguen, "Improved FEM Models of One- and Two-arcs to Predict AC Critical Flashover Voltage of Ice-covered Insulators," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 18, no. 2, pp. 393–400, 2011.
- [21] M. Jabbari, C. Volat, and M. Farzaneh, "A new single-arc AC dynamic FEM model of arc propagation on ice surfaces," *2013 IEEE Electr. Insul. Conf. EIC 2013*, no. 2, pp. 360–364, 2013.
- [22] A. Bondiou-Clergerie and I. Gallimberti, "Theoretical modelling of the development of the positive spark in long gaps," *J. Phys. D. Appl. Phys.*, vol. 27, no. 6, pp. 1252–1266, 1994.
- [23] C. Volat, "Modélisation physique et numérique par la méthode des éléments finis de frontière de la distribution du potentiel et du champ électrique le long d'un isolateur standard de poste 735 KV recouvert de glace," Université du Québec à Chicoutimi, Chicoutimi, 2002.
- [24] S. S. Aboutorabi, "Study of Critical Conditions of Arc Propagation on Ice-Covered Insulators," Université du Québec à Chicoutimi, Chicoutimi, Qc. 2003, 2003.
- [25] I. Imai and I. Ichiro, "Studies on Ice Accretion," *Res. Snow Ice*, vol. No. 1, pp. 35–44, 1953.
- [26] D. Kuroiwa, "Icing and Snow Accretion," *Monogr. Ser. Res. Inst. Appl. Electr. Japan*, pp. 1–30, 1958.
- [27] D. Kuroiwa, "Icing and Snow Accretion on Electric Wires," *U.S. Army Cold Reg. Res.*

- Eng. Lab. Res. Rep. 123*, pp. 1–10, 1965.
- [28] H. Oguchi et al, “Icing on Electric Wires,” *Res. Snow Ice*, vol. No. 1, pp. 45–49, 1953.
 - [29] P. M. CL. Phan, M.A. Allaire, “Accumulation du verglas et du givre sur les nouveaux isolateurs sous H.T.,” *Can. Electr. Eng. J.*, vol. Vol.2, no. No. 4, pp. 24–28, 1977.
 - [30] F. Su and Y. Jia, “Icing on Insulator String of HV Transmission Lines and the Harmfulness,” *Proc. 3rd Int. Offshore Polar Eng. Conf. Singapore*, pp. 655–662, 1993.
 - [31] CIGRE Task Force 33.04.09, “Influence of ice and snow on the flashover performance of outdoor insulators, part I: Effects of Ice,” *Electra*, vol. 187, pp. 91–111, 1999.
 - [32] F. Meghnefi, “Étude temporelle et fréquentielle du courant de ftiite des isolateurs de poste recouverts de glace en vue du développement d’un système de surveillance et de prédiction en temps réel du contournement électrique,” Université du Québec à Chicoutimi, Chicoutimi, 2007.
 - [33] P. Claverie, “Predetermination Of The Behaviour Of Polluted Insulators,” *IEEE Trans. Power Appar. Syst.*, vol. PAS-90, no. 4, pp. 1902–1908, 1971.
 - [34] P. Claverie and Y. Porcheron, “How to Choose Insulators for Polluted Areas,” *IEEE Trans. Power Appar. Syst.*, vol. PAS-92, no. 3, pp. 1121–1131, 1972.
 - [35] H. Nacke, “Lichtbogen Festigkeit und Kriechstrom Festigkeit Von Isolier Stoffen,” *Diss. Univ. Berlin-Charlo Henbg.*, 1962.
 - [36] H. Nacke, “Stabilitat der Fremdschichtentladungen und Theorie des Fremdschichtuberschlegs,” *ETZ-A*, pp. 577–585, 1966.
 - [37] A. Beroual and N. Dhahbi-Megriche, “Model for Calculation of Flashover Characteristics on Polluted Insulating Surfaces under DC Stress,” *IEEE, Electr. Insul. Dielectr. Phenomena. Annu. Report. Conf.*, vol. 1, pp. 80–83, 1998.

- [38] C. Volat, M. Farzaneh, and N. Mhaguen, "Calculation of Critical Flashover Voltage of Ice- Covered Insulators Using the Finite Element Method," *Electr. Insul. Dielectr. Phenomena, CEIDP '09. IEEE Conf.*, pp. 450–453, 2009.
- [39] C. Aydogmus, Zafer Mehmet, "A New Flashover Dynamic Model of Polluted HV Insulators," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 11, no. 4, pp. 577–584, 2004.
- [40] Q. Yang, W. Sima, C. Sun, L. Shu, and Q. Hu, "Modeling of DC Flashover on Ice-Covered HV Insulators Based on Dynamic Electric Field Analysis," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 14, no. 6, pp. 1418–1426, 2007.
- [41] J. L. Q. Yang, W. Sima, C. Sun, K. Wu, "A new AC flashover model of ice-covered HV insulators based on numerical electric field analysis," *IET Gener. Transm. Distrib.*, vol. 2, no. No.4, pp. 600–609, 2008.
- [42] J. Hu, C. Sun, X. Jiang, Q. Yang, Z. Zhang, and L. Shu, "Model for predicting DC flashover voltage of pre-contaminated and ice-covered long insulator strings under low air pressure," *Energies*, vol. 4, no. 4, pp. 628–643, 2011.
- [43] J. Farzaneh-Dehkordi, J. Zhang, and M. Farzaneh, "Experimental Study and Mathematical Modeling of Flashover on EHV Insulators Covered with Ice," in *Eastern snow conference, Portland, Maine, USA*, 2004, pp. 3–12.
- [44] B. F. Hampton, "Flashover mechanism of polluted insulation," *Inst. Electr. Eng. IEE*, vol. 111, no. 4, pp. 985–990, 1964.
- [45] S. Hesketh, "General criterion for the prediction of pollution flashover," *Proc. Inst. Electr. Eng.*, vol. 114, no. 4, p. 531, 1967.
- [46] S.Anjana and C.S.Lakshminarasmha, "Computed of Flashover Voltages of Polluted Insulators Using Dynamic Arc Model," *6th Int. Symp. High Volt. Eng. New Orleans*,

USA, 1989.

- [47] P. S. Ghosh and N. Chatterjee, “Polluted Insulator Flashover Model,” *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 2, no. 1, pp. 128–136, 1995.
- [48] N. Dhahbi-Megriche, W. Arfaoui, and A. Beroual, “Computer package for selecting high voltage insulators for different contamination conditions,” *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 20, no. 4, pp. 1428–1435, 2013.
- [49] N. Dhahbi-Megriche, A. Beroual, and L. Krähenbühl, “A new proposal model for flashover of polluted insulators,” *J. Phys. D. Appl. Phys.*, vol. 30, pp. 889–894, 1997.
- [50] M. Farzaneh and J. Zhang, “A multi-arc model for predicting AC critical flashover voltage of ice-covered insulators,” *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 14, no. 6, pp. 1401–1409, 2007.
- [51] R. Sundararajan, N. . Sadhureddy, and R. . Gorur, “Computer-aided Design of Porcelain Insulators under Polluted Conditions,” *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 2, no. 1, pp. 121–127, 1995.
- [52] J. Farzaneh, M Zhang, “Propagation of ac and dc Arcs on Ice Surfaces,” *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 7, no. 2, pp. 269–276, 2000.
- [53] M. J. Billings and R. Wilkins, “Considerations of the suppression of insulator flashover by resistive surface films,” *Proc. Inst. Electr. Eng.*, vol. 113, no. 10, pp. 1649–1653, 1966.
- [54] P. S. Ghosh and N. Chatterjee, “Arc propagation over electrolytic surfaces under power frequency voltage,” *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 3, no. 4, pp. 529–536, 1996.
- [55] N. Dhahbi-Megriche and A. Beroul, “Flashover Dynamic Model of Polluted Insulators

- under ac Voltage,” *IEEE Trans. Electr. Insul.*, vol. 7, no. 2, pp. 283–289, 2000.
- [56] H. P. Mercure and M. G. Drouet, “Dynamic Measurements of the Current Distribution in the Foot of an ARC Propagating Along the Surface of an Electrottype,” *IEEE Trans. Power Appar. Syst.*, vol. PAS-101, no. 3, pp. 725–736, 1982.
- [57] S. Flazi, “Étude du contournement électrique des isolateurs HT pollués. Critères d’élongation de la décharge et dynamique du phénomène,” Thèse de doctorat ès Sciences Physiques, Université Paul Sabatier, Toulouse, France, 1987.
- [58] T. Matsumoto, M. Ishii, and T. Kawamura, “Optoelectronic Measurement of Partial Arcs on a Contaminated Surface,” *IEEE Trans. Electr. Insul.*, vol. EI-19, no. 6, pp. 543–549, 1984.
- [59] T. Yamashita, H. Matsuo, H. Fujiyama, and T. Oshige, “Relationship between Photo-Emission and Propagation Velocity of Local Discharge on Electrolytic Surfaces,” *IEEE Trans. Electr. Insul.*, vol. EI-22, no. 22, pp. 811–817, 1987.
- [60] H. Matsuo, T. Fujishima, T. Yamashita, and O. Takenouchi, “Propagation Velocity and Photoemission Intensity of a Local Discharge on an Electrolytic Surface,” *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 3, no. 3, pp. 444–449, 1996.
- [61] S. Farokhi, M. Farzaneh, and I. Fofana, “Experimental Investigation of the Process of Arc Propagation over an Ice Surface,” *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 17, no. 2, pp. 458–464, 2010.
- [62] J. Li, Z. Guan, L. Wang, H. Yang, and J. Zhou, “An experimental study of AC arc propagation over a contaminated surface,” *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 19, no. 4, pp. 1360–1368, 2012.
- [63] T. L. Shamsodine, “Two-Arc Dynamic Modeling of Ac and Dc Flashovers of EHV Post

- Station Insulators Covered With Ice Based on,” Université Du Québec à Chicoutimi, 2013.
- [64] L. L. Alston and S. Zoledziowski, “Growth of discharges on polluted insulation,” *Proc. Inst. Electr. Eng.*, vol. 110, no. 7, pp. 1260–1266, 1963.
 - [65] R. Wilkins and A. A. J. Al-Baghdadi, “Arc propagation along an electrolyte surface,” *Proc. Inst. Electr. Eng.*, vol. 118, no. 12, p. 1886, 1971.
 - [66] E. H. A. M. Rahal, “les Mécanismes Physiques du Contournement des Isolateurs en Haute Tension,” University Paul Sabatier, Toulouse, France, 1979.
 - [67] A. Beroual, “Electronic and gaseous processes in the prebreakdown phenomena of dielectric liquids,” *J. Appl. Phys.*, vol. 73, no. 9, pp. 4528–4533, 1993.
 - [68] I. Gallimberti, “The mechanism of the long spark formation,” *J. Phys. XIVth Int. Conf. Phenom. Ioniz. Gases*, vol. 40, no. C7, pp. 193–250, 1979.
 - [69] I. Fofana And A. Bérroual, “A predictive model of the positive discharge in long air gaps under pure and oscillating impulse shapes,” vol. 30, pp. 1653–1667, 1997.
 - [70] I. Gallimberti, G. Bacchiega, A. Bondiou-Clergerie, and P. Lalande, “Fundamental processes in long air gap discharges,” *Comptes Rendus Phys.*, vol. 3, no. 2, pp. 1335–1359, 2002.
 - [71] I. Fofana, M. Farzaneh, and C. Tavakoli, “Dynamic Modelling of DC Arc on Polluted Insulators,” *12th Int. Symp. High Volt. Eng.*, vol. 3, no. 1, pp. 747–750, 2001.
 - [72] A. Beroual, “Electronic and gaseous processes in the prebreakdown phenomena of dielectric liquids Electronic and gaseous processes phenomena,” *J. Appl. Phys.*, vol. 73, pp. 4528–4533, 1993.
 - [73] N. Dhahbi-Megriche and A. Beroual, “Dynamic model of discharge propagation on

- polluted surfaces under impulse voltages,” *IEE Proc. - Gener. Transm. Distrib.*, vol. 147, no. 5, pp. 279–284, 2000.
- [74] I. Fofana and A. Beroual, “Predischage models in dielectric liquids,” *Japanese J. Appl. Physics, Part 1 Regul. Pap. Short Notes Rev. Pap.*, vol. 37, no. 5 A, pp. 2540–2547, 1998.
- [75] I. Fofana and a Bérroual, “A new proposal for calculation of the leader velocity based on energy considerations,” *J. Phys. D. Appl. Phys.*, vol. 29, no. 3, pp. 691–696, 1996.
- [76] G. Yujun, J. Xingliang, and R. Sundararajan, “A Dynamic Model of DC Arc Discharge on Polluted Porcelain Insulators at High Altitude,” *Annu. Rep. Conf. Electr. Insul. Dielectr. Phenom.*, pp. 154–157, 2015.
- [77] J. M. Meek and J. D. Graggs, *Electrical Breakdown of gases*. 1978.
- [78] X. Chen, “Modeling of electrical arc on polluted ice surfaces,” *École polytechnique de montréal*, 2000.
- [79] A. M. Rahal, C. Labadie, and C. Huraux, “On the mechanism of discharge propagation at the surface of an electrolyte,” *Electr. Insul. Dielectr. Phenomena, Annu. Rep. Conf.*, pp. 239–247, 1978.
- [80] W. B. Nottingham, “A new equation for the static characteristic of the normal electric arc,” *J. Am. Inst. Electr. Eng.*, vol. 42, no. 1, pp. 12–19, 1923.
- [81] Y. B. K. and Y. N. K. C. Holte , J. H. Kim , T. C. Cheng, “Dependence of flashover voltage on the chemical composition of multi-component insulator surface contaminants,” *IEEE Trans. Power Appar. Syst.*, vol. 95, no. 2, pp. 603–609.
- [82] O. S. and K. C. H. L. J. Williams, J. H. Kim, Y. B. Kim, N. Arai, “Contaminated Insulators-Chemical Dependence of Flashover Voltages and Salt Migration,” *IEEE*

- Trans. Power Appar. Syst.*, vol. 93, no. 5, pp. 1572–1580, 1973.
- [83] B. Porkar and M. Farzaneh, “New mathematical formulations for calculating residual resistance in a static arc model of ice-covered insulators,” *Cold Reg. Sci. Technol.*, vol. 117, no. August, pp. 34–42, 2015.
 - [84] M. Farzaneh and J. Zhang, “Modelling of a DC arc discharge on ice surfaces,” *IEE Proc. - Gener. Transm. Distrib.*, vol. 147, no. 2, pp. 81–86, 2000.
 - [85] M. Farzaneh and J. Zhang, “A Multi-Arc Model for Predicting AC Critical Flashover Voltage of Ice-covered Insulators,” *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 14, no. 6, pp. 1401–1409, 2007.
 - [86] J. F. D. M. Farzaneh, “Ice accumulation characteristics on Hydro-Québec HV insulators,” *6th Int. Work. Atmos. Icing Struct. Budapest, Hongrie*, pp. 225–230, 1993.
 - [87] J. Zhang and M. Farzanh, “Computation of AC Critical Flashover Voltage of Insulators Covered with Ice,” *Power Syst. Technol. Proceedings. POWERCON '98. Int. Conf. Beijing*, vol. 1, pp. 524–528, 1998.
 - [88] M. Farzaneh, J. Zhang, and X. Chen, “Modelling of AC arc discharge on ice surfaces,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 12, no. 1, pp. 325–338, 1997.
 - [89] I. Fofana, C. Tavakoli, M. Farzaneh, and A. Beroual, “Physical modeling of DC electric arc propagation on an ice surface,” in *XIIIth international Symposium on High Voltage Engineering, Netherlands*, 2003, pp. 7–10.
 - [90] I. Fofana and M. Farzaneh, “Application of Dynamic Model to Flashover of Ice-covered Insulators,” *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 14, no. 6, pp. 1410–1417, 2007.
 - [91] Issouf Fofana, “Modélisation de la décharge positive dans les grands intervalles d’air,”

Ecole centrale de lyon, 1996.

- [92] B. F. Hampton, "Flashover mechanism of polluted insulation," *Inst. Electr. Eng. IEE*, vol. 111, no. 4, pp. 985–990, 1964.
- [93] C. Volat and M. Farzaneh, "Three-Dimensional Modeling of Potential and Electric-Field Distributions Along an EHV Ceramic Post Insulator Covered With Ice — Part I: Simulations of a Melting Period," *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 20, no. 3, pp. 2006–2013, 2006.
- [94] M. Farzaneh, J. Zhang, and S. S. Aboutorabi, "Effects of insulator profile on the critical condition of AC arc propagation on ice-covered insulators," *Annu. Rep. Conf. Electr. Insul. Dielectr. Phenom.*, pp. 383–387, 2002.
- [95] M. Farzaneh, J. Zhang, R. Chaurani, and S. . Fikke, "Critical Conditions of AC Arc Propagation on ice Surfaces," *Electr. Insul. 2000. Conf. Rec. 2000 IEEE Int. Symp.*, pp. 211–215, 2000.
- [96] E. Durand, *Electrostatic*, Tome II. Masson et Cie Editeurs, 1966.
- [97] O. Mayr, "Beitrag zur Theorie der Statischen und der Dynamischen Lichtbogens," *Arch. fuer Elektrotechnik*, vol. 37, no. 12, pp. 588–608, 1943.
- [98] R. Gorur, RS Sundararajan, "Dynamic Arc Modeling of Pollution Flashover of Insulators under dc Voltage," *IEEE Trans. Electr. Insul.*, vol. 28, no. 2, 1993.
- [99] A. Al-Baghdadi, "The Mechanism of Flashover of Polluted Insulation," The Victoria University of Manchester.
- [100] F. A. M. Rizk and D. H. Nguyen, "Digital simulation of source-insulator interaction in HVDC pollution tests," *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 3, no. 1, pp. 405–410, 1988.
- [101] G. G. Karady, F. Amarh, and R. Sundararajan, "Dynamic modeling of AC insulator

- flashover characteristics,” *High Volt. Eng. 1999. Elev. Int. Symp. (Conf. Publ. No. 467)*, vol. 4, pp. 107–110, 1999.
- [102] E. Kannus, K Verkkonen, V Lakervi, “Effects of Ice Coating on the AC Performance of Medium Voltage Insulators,” *Proceeding Nord. Symp. Electr. Insul. Nord. 86, Esbo, Finl.*, pp. 1–11, 1986.
- [103] M. Hara and C. Luan Phan, “Leakage current and flashover performance of iced insulators,” *IEEE Trans. Power App. Syst.*, vol. PAS-98, no. 3, pp. 849–859, 1979.
- [104] A. Rumeli, “Computation of pollution flashover voltages of high voltage insulators,” *Tubitak Eng. Res. Group, Proj. No.MAG-294, Ankara*, 1973.
- [105] M. Tunay Gencoglu and M. Cebeci, “The pollution flashover on high voltage insulators,” *Electr. Power Syst. Res.*, vol. 78, pp. 1914–1921, 2008.
- [106] M. Jabbari, C. Volat, and I. Fofana, “Application of a new dynamic numerical model to predict polluted insulator flashover voltage,” *EIC 2014 - Proc. 32nd Electr. Insul. Conf.*, no. June, pp. 102–106, 2014.
- [107] C. T. Zaniani, “Dynamic Modeling of AC Arc Developement on Ice Surfaces,” UQAC, 2004.
- [108] S. Farokhi, “Mechanisms of arc propagation over an ice surface,” Université du Québec à Chicoutimi, 2010.
- [109] C. Tavakoli, I. Fofana., and M. Farzaneh., “Modeling of AC arc process on an ice surface,” *IEEE CCECE 2003. Can. Conf.*, vol. 1, pp. 643–646, 2003.
- [110] Y. Rumeli, Ahmet Hızal , M Demir, “Analytical Estimation of Flashover Performances of Polluted Insulators,” *MADRAS*, vol. 1, pp. 01–06, 1981.
- [111] E. Nasser, “Contamination Flashover of Outdoor Insulation,” *ETZ-A*, vol. 93, pp. 321–

325, 1972.

- [112] H. Von Cron and W. Estorff, “The HV insulator as a problem of extraneous films,” *ETZ*, pp. 1260–1266, 1952.
- [113] M. E.-A. Slama, “Étude expérimentale et modélisation de l’influence de la constitution chimique et de la répartition de la pollution sur le contournement des isolateurs haute tension,” 2011.
- [114] M. Hara and C. Phan, “A study of the leakage current of H.V insulators under glaze and rime,” *Can. Electr. Eng. J.*, vol. 3, no. 3, pp. 15–22, 1978.
- [115] M. Farzaneh and J. Kiernicki, “Flashover problems caused by ice build up on insulators,” *IEEE Electr. Insul. Mag.*, vol. 11, no. 2, pp. 5–17, 1995.
- [116] M. Farzaneh and J. F. Drapeau, “AC Flashover Performance Of Insulators Covered With Artificial Ice,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 10, no. 2, pp. 1038–1051, 1995.
- [117] M. Farzaneh and J. Kiernicki, “Flashover performance of IEEE standard insulators under ice conditions IEEE Transactions on Power Delivery,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 12, no. 4, pp. 1602–1613, 1997.
- [118] M. Farzaneh and J. Kiemicki, “Flashover performance of IEEE standard insulators under ice conditions,” *Transm. Distrib. Conf.*, pp. 143–151, 1996.
- [119] M. Farzaneh, I. Fofana, and C. Tavakoli, “Process and Modeling of AC Arc Development on an Ice Surface,” *IWAIS XI, Montréal, June Process*, 2005.
- [120] S. Taheri, M. Farzaneh, and I. Fofana, “Electrical performance evaluation of EHV post insulators covered with ice under different air gap configurations,” *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 21, no. 6, pp. 2619–2627, 2014.
- [121] R. Le Ny, “The electrostatic problem of a portion of a cylinder protruding from a plane

electrode in an electric field,” *J. Electrostat.*, vol. 11, no. 2, pp. 97–105, 1981.

